



**Уральский
федеральный
университет**

имени первого Президента
России Б.Н.Ельцина

**Институт
материаловедения
и металлургии**

Г. А. ОРЛОВ

ОСНОВЫ ТЕОРИИ ПРОКАТКИ И ВОЛОЧЕНИЯ ТРУБ

Учебное пособие

Министерство образования и науки Российской Федерации
Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б. Н. Ельцина

Г. А. Орлов

ОСНОВЫ ТЕОРИИ ПРОКАТКИ И ВОЛОЧЕНИЯ ТРУБ

Учебное пособие

Рекомендовано методическим советом УрФУ
для студентов, обучающихся по направлению подготовки
150400 — Metallургия

Екатеринбург
Издательство Уральского университета
2016

УДК 621.774.3(075.8)

ББК 34.748.12я73

О-66

Рецензенты:

кафедра обработки металлов давлением Института цветных металлов и материаловедения Сибирского федерального университета (завкафедрой — проф., д-р техн. наук С. Б. Сидельников);

директор Института машиноведения РАН, д-р техн. наук С. В. Смирнов

Научный редактор — проф., д-р техн. наук В. П. Швейкин.

Орлов, Г. А.

О-66 Основы теории прокатки и волочения труб : учебное пособие / Г. А. Орлов. — Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2016. — 204 с.

ISBN 978-5-7996-1619-9

Приведены теоретические основы технологических процессов прокатки и волочения труб. Кратко изложены основы теории обработки металлов давлением. Значительное внимание уделено методикам расчетов калибровок инструмента, энергосиловых параметров, технологическим ограничениям процессов прокатки и волочения труб. Методики иллюстрированы многочисленными примерами.

Предназначено для студентов направления «Металлургия», может быть полезна магистрам и аспирантам.

Библиогр.: 26 назв. Табл. 6. Рис. 72.

УДК 621.774.3(075.8)

ББК 34.748.12я73

Учебное издание

Орлов Григорий Александрович

ОСНОВЫ ТЕОРИИ ПРОКАТКИ И ВОЛОЧЕНИЯ ТРУБ

Редактор Н. П. Кубыщенко

Верстка О. П. Игнатевой

Подписано в печать 15.01.2016. Формат 70×100/16. Бумага писчая. Плоская печать. Гарнитура Newton.

Уч.-изд. л. 10,4. Усл. печ. л. 16,4. Тираж 100 экз. Заказ 3

Издательство Уральского университета

Редакционно-издательский отдел ИПЦ УрФУ

620049, Екатеринбург, ул. С. Ковалевской, 5. Тел.: 8(343)375-48-25, 375-46-85, 374-19-41

E-mail: rio@urfu.ru

Отпечатано в Издательско-полиграфическом центре УрФУ

620075, Екатеринбург, ул. Тургенева, 4. Тел.: 8(343) 350-56-64, 350-90-13. Факс: 8(343) 358-93-06

E-mail: press-urfu@mail.ru

ISBN 978-5-7996-1619-9

© Уральский федеральный
университет, 2016

Оглавление

Введение	5
1. Основные сведения из теории ОМД	6
1.1. Характеристики напряженного состояния.....	6
1.2. Характеристики деформированного состояния.....	11
1.3. Сопротивление деформации	20
1.4. Система дифференциальных уравнений теории пластичности	22
1.5. Пластичность и разрушение	25
1.6. Работа и мощность пластической деформации	29
1.7. Обрабатываемость давлением металлов и сплавов	30
2. Винтовая прокатка	39
2.1. Разновидности винтовой прокатки	39
2.2. Очаг деформации при винтовой прокатке	42
2.3. Кинематические условия винтовой прокатки.....	44
2.4. Шаг винтовой линии движения заготовки.....	46
2.5. Частное обжатие	48
2.6. Расчет ширины контактной поверхности	49
2.7. Условия устойчивости	50
2.8. Энергосиловые параметры.....	56
3. Продольная прокатка труб	62
3.1. Классификация способов продольной прокатки труб.....	62
3.2. Валки и калибры для продольной прокатки труб	63
3.3. Геометрические характеристики очага деформации	66
3.4. Скоростные условия продольной прокатки	72
3.5. Расчет энергосиловых параметров.....	76
3.6. Условия устойчивости продольной прокатки	86
3.7. Особенности непрерывной прокатки труб.....	91
3.8. Особенности пилигримовой прокатки.....	97
4. Прокатка на станах ХПТ	103
4.1. Основные понятия и определения.....	103
4.2. Соотношения в мгновенном очаге деформации	107
4.3. Анализ и пути совершенствования калибровок инструмента	116

4.4. Расчет силовых параметров.....	137
4.5. Расчет поврежденности.....	147
4.6. Технологические ограничения.....	148
4.7. Оценка технологичности.....	151
4.8. Учет деформационного разогрева.....	153
5. Прокатка на станах ХПТР	156
5.1. Особенности конструкции станов	156
5.2. Скоростные условия роликовой прокатки	159
5.3. Соотношения в мгновенном очаге деформации	161
5.4. Расчет силовых параметров.....	165
5.5. Расчет поврежденности металла	174
5.6. Технологические ограничения.....	175
6. Волочение труб	177
6.1. Разновидности волочения.....	177
6.2. Трубоволоочильный инструмент.....	182
6.3. Очаг деформации при волочении	189
6.4. Расчет усилий волочения	191
6.5. Расчет поврежденности.....	195
6.6. Проверка технологических ограничений	197
Заключение.....	201
Библиографический список	203

Производство труб является одним из важных разделов обработки металлов давлением (ОМД). Прогресс в таких отраслях, как нефте- и газодобыча, самолето- и ракетостроение, медицина, атомная энергетика, судостроение, машиностроение невозможен без современных технологий трубного производства изготовления трубопроводов, трубчатых деталей и полых узлов машин и аппаратов.

В 2013 году в России произведено около 9,7 млн тонн труб (10 % мирового производства), из них примерно 35 % — бесшовные трубы, теоретическим основам производства которых посвящено настоящее учебное пособие. Пятая часть бесшовных труб — холоднодеформированные; низкая доля холоднодеформированных труб в общем выпуске частично объясняется их малыми размерами, а также определенным отставанием России в плане разработки новых видов оборудования, технологических смазок и инструмента для получения высокоточных труб. В связи с развитием нефте- и газодобывающих отраслей промышленности наибольшую долю в выпуске бесшовных труб составляют трубы нефтяного сортамента и газопроводные.

В настоящем учебном пособии рассмотрены теоретические основы классических способов прокатки и волочения труб, приведены алгоритмы и примеры технологических расчетов при производстве горяче- и холоднодеформированных труб. Рассмотрены теоретические аспекты прокатки труб как на трубопрокатных агрегатах, так и холодной прокатки на валковых (ХПТ) и роликовых (ХПТР) станах.

Работа рекомендуется студентам, освоившим дисциплины «Механика сплошных сред» и «Оборудование трубных цехов». Учебное пособие соответствует программам дисциплин «Основы технологических процессов ОМД» и «Технология трубного производства» по направлению «Металлургия».

1. Основные сведения из теории ОМД

Теория ОМД базируется на основных положениях теории пластичности и оперирует характеристиками напряженно-деформированного состояния тела при его пластической деформации.

1.1. Характеристики напряженного состояния

Напряжение — мера внешних или внутренних сил, это вектор, имеющий величину и направление. В первом приближении напряжение можно определить как удельную силу, как отношение силы к площади поверхности, на которую действует эта сила. Размерность напряжения $\text{Па} = \text{Н}/\text{м}^2$, в теории ОМД чаще пользуются размерностью $\text{МПа} = \text{Н}/\text{мм}^2$.

Более точно понятие напряжения вводится в курсе сопротивления материалов. Различают внешние и внутренние напряжения. Рассмотрим внешние напряжения, возникающие под действием приложенных к телу сил. Рассмотрим действие напряжения в декартовой системе координат XYZ (см. рис. 1.1). Обозначим ΔF — элементарную площадку контактной поверхности тела в окрестности какой-то точки, ΔP — часть силы, приходящейся на эту площадку. Тогда вектором напряжения называется величина

$$p = \lim_{\Delta F \rightarrow 0} \bar{\Delta P} / \Delta F. \quad (1.1)$$

Или, применяя понятие производной,

$$p = dP/dF. \quad (1.2)$$

Вектор напряжения раскладывают на составляющие вдоль координатных осей, в данном случае это σ_{xx} , σ_{yx} , σ_{zx} .

На рис. 1.1 оси выбраны так, что ось Z направлена перпендикулярно площадке ΔF , а оси X и Y — в ее плоскости. Напряжение, действующее перпендикулярно данной площадке, называется нормальным (в данном случае это σ_{zz}). Напряжение, действующее в плоскости, называется касательным (σ_{zx} , σ_{zy}).

Напряжение условно считают положительным (растягивающим), если его направление совпадает с координатной осью, на рис. 1.1 это напряжение σ_{zy} . Отрицательное (сжимающее) напряжение направлено против координатной оси, в рассматриваемом случае это σ_{zz} и σ_{zx} .

В теории ОМД нормальное напряжение, действующее на инструмент, обычно называют давлением, а касательные нормальные напряжения представляют собой *напряжения трения*. В данном случае (рис. 1.1) вектор напряжения трения

$$\tau = \sigma_{zx} + \sigma_{zy}.$$

Напряжения трения и давления связаны, например, законом Кулона:

$$\tau = fp,$$

где f — коэффициент трения; $p = -\sigma_{zz}$ — нормальное давление.

В любом процессе ОМД сила деформации и сила, действующая на инструмент (валки, оправки, бойки и т. п.), рассчитываются одинаково: нормальное давление умножается на площадь контактной поверхности. В общем случае сила деформации рассчитывается по уравнению (1.2):

$$P = \int_0^{F_k} p dF, \quad (1.3)$$

где F_k — площадь контактной поверхности.

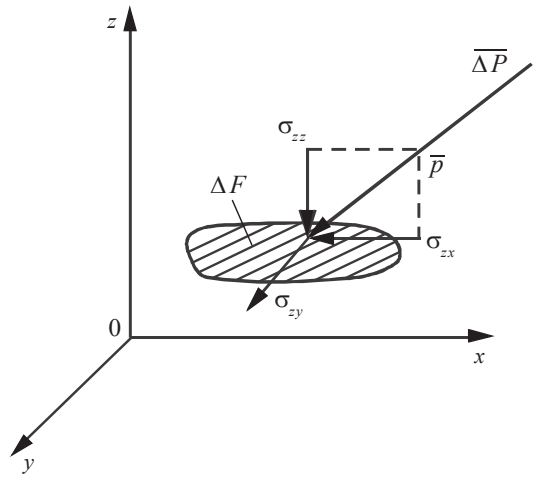


Рис. 1.1. Схема действия напряжений

Обычно полагают, что давления распределены равномерно по контактной поверхности, а контактную поверхность заменяют ее горизонтальной проекцией, и формулу (1.3) используют в упрощенном виде:

$$P = pF_k ,$$

где p — среднее нормальное давление.

Аналогично вводится понятие внутренних напряжений. В интересующей точке деформируемого тела рассматривается ориентированная определенным образом площадка, тело мысленно рассекается плоскостью, проходящей через рассматриваемую площадку, действие отброшенной части заменяется силой и рассматривается часть силы, действующая на выделенную площадку (см. рис. 1.1). Далее рассуждения повторяются как при рассмотрении поверхностных напряжений. В общем случае в окрестности данной точки в декартовой системе координат можно выделить три взаимно перпендикулярные площадки (грани элементарного параллелепипеда) и на каждой площадке рассмотреть три проекции вектора напряжений (см. рис. 1.1). Эти девять проекций составляют *тензор напряжений* второго ранга:

$$T_{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix}. \quad (1.4)$$

Для сокращения записи принято использовать тензорные обозначения и тензор записывать в виде $T_{\sigma} = (\sigma_{ij})$, где i, j принимают значения x, y, z .

С помощью тензора напряжений можно найти напряжения на любой наклонной площадке в выбранной системе координат:

$$p_j = \sigma_{ij}n_i ,$$

где n_i — направляющие косинусы между нормалью к площадке и соответствующей осью координат.

Например, $p_x = \sigma_{xx}n_x + \sigma_{yx}n_y + \sigma_{zx}n_z$.

Из условия равенства нулю суммы моментов всех сил, приложенных к элементарному параллелепипеду, можно получить закон парности касательных напряжений $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$, то есть касательные напряжения,

расположенные симметрично главной диагонали тензора напряжений (формула (1.4)), равны друг другу. Поэтому тензор напряжений называется симметричным.

Возникающие в деформируемом теле напряжения удовлетворяют трем *уравнениям равновесия*, которые при отсутствии массовых и инерционных сил записываются с учетом правила суммирования по повторяющимся индексам:

$$\sigma_{ij,j} = 0.$$

В развернутом виде:

$$\left\{ \begin{array}{l} \partial \sigma_{xx} / \partial x + \partial \sigma_{xy} / \partial y + \partial \sigma_{xz} / \partial z = 0; \\ \partial \sigma_{yx} / \partial x + \partial \sigma_{yy} / \partial y + \partial \sigma_{yz} / \partial z = 0; \\ \partial \sigma_{zx} / \partial x + \partial \sigma_{zy} / \partial y + \partial \sigma_{zz} / \partial z = 0. \end{array} \right. \quad (1.5)$$

Главные нормальные напряжения действуют на площадках, на которых отсутствуют касательные напряжения, они обозначаются σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} . Индексы при главных нормальных напряжениях назначают по правилу: $\sigma_{11} \geq \sigma_{22} \geq \sigma_{33}$. Тензор напряжений через главные напряжения записывается так:

$$T_{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33} \end{pmatrix}.$$

Схемы напряженного состояния различаются направлением напряжений и их наличием по каким-либо осям. Возможные схемы разделяют на три группы (см. рис. 1.2), включающие девять различных схем.

Уровень нормальных напряжений в некоторой точке деформируемого тела характеризуют *средним нормальным напряжением*

$$\sigma = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3 = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})/3 = \sigma_{ii}/3.$$

Напряженное состояние характеризует также *интенсивность касательных напряжений*

$$T = \sqrt{\frac{1}{6}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2]}. \quad (1.6)$$

Название этой величины поясняет понятие главных касательных напряжений:

$$\sigma_{12} = (\sigma_{11} - \sigma_{22}) / 2; \quad \sigma_{23} = (\sigma_{22} - \sigma_{33}) / 2; \quad \sigma_{13} = (\sigma_{11} - \sigma_{33}) / 2. \quad (1.7)$$

С учетом этого

$$T = \sqrt{\frac{1}{24}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2)}.$$

Таким образом, σ характеризует действие нормальных напряжений, а T — касательных. В общем схему напряженного состояния оценивают безразмерным *показателем напряженного состояния* σ/T . Отрицательные значения σ/T свидетельствуют о преобладании сжимающих напряжений, а положительные — растягивающих. С точки зрения возможности разрушения наиболее опасны растягивающие напряжения, то есть положительные значения σ/T . От показателя напряженного состояния сильно зависит *пластичность* металла, то есть способность деформироваться без макроскопического разрушения, о чем будет сказано далее.

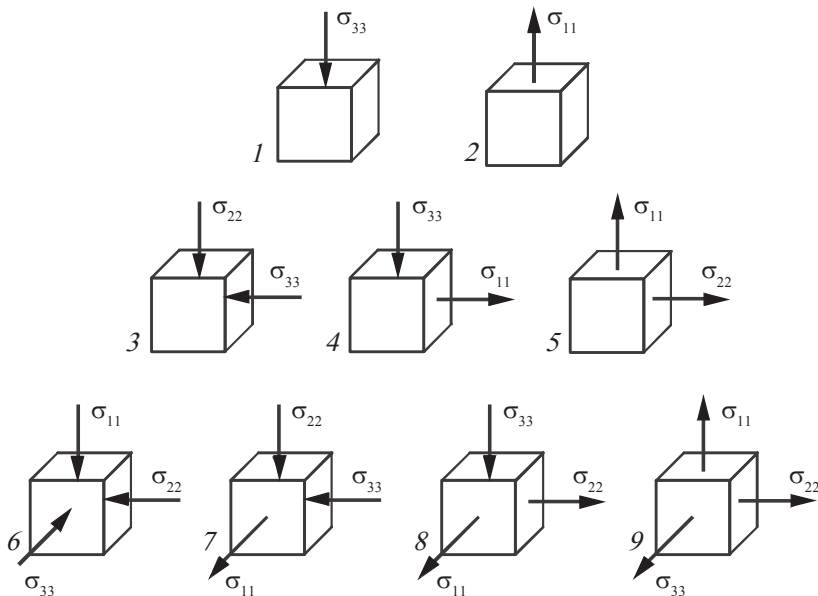


Рис. 1.2. Схемы напряженного состояния:

1, 2 — линейные; 3, 4, 5 — плоские; 6, 7, 8, 9 — объемные

Разница главных напряжений оценивается коэффициентом Лоде:

$$\mu_\sigma = 2(\sigma_{22} - \sigma_{33}) / (\sigma_{11} - \sigma_{33}) - 1. \quad (1.8)$$

Коэффициент Лоде, наряду с показателем напряженного состояния, оказывает влияние на пластичность металла [1] и изменяется в пределах от -1 до $+1$. Для одноосного растяжения по формуле (1.8) ($\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$) $\mu_\sigma = -1$; для одноосного сжатия ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$) $\mu_\sigma = +1$; для чистого сдвига ($\sigma_{11} = -\sigma_{33}$; $\sigma_{22} = 0$) $\mu_\sigma = 0$.

1.2. Характеристики деформированного состояния

Деформация — это изменение формы и размеров деформируемого тела. Для оценки этих изменений применяют различные характеристики. Деформация происходит за определенный промежуток времени. В процессе деформации под действием внешних сил все точки тела перемещаются и изменяется их взаимное положение. Рассмотрим деформацию двух взаимно перпендикулярных отрезков AB и AC вблизи точки A в плоскости XOY (рис. 1.3). После деформации точка A переместилась в положение A_1 , а отрезки заняли положение A_1B_1 и A_1C_1 . Вектор перемещения точки A при пластической деформации обозначен \bar{U} , его проекции на оси координат U_x и U_y .

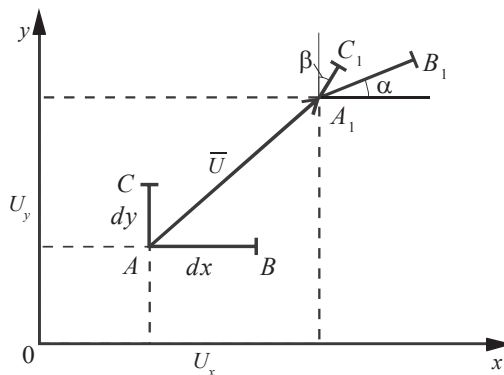


Рис. 1.3. Малые деформации в окрестности точки

Линейные деформации оцениваются отношением удлинения или укорочения отрезка к его исходной длине. В данном случае деформа-

ции (относительные удлинения) вдоль соответствующих осей при допущении малости углов α и β :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{A_1 B_1 - AB}{AB}; \quad \varepsilon_{yy} = \frac{A_1 C_1 - AC}{AC}.$$

Относительные удлинения могут быть растягивающими (положительными) и сжимающими (отрицательными). В данном случае (см. рис. 1.3) деформация вдоль оси Y отрицательна: $\varepsilon_{yy} < 0$, а вдоль оси X — положительна: $\varepsilon_{xx} > 0$.

Деформации сдвига оцениваются изменением углов, в данном случае

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\alpha + \beta}{2}.$$

Используя дифференциальные соотношения и некоторые упрощения, считая деформации малыми (не более 0,1), отрезки прямолинейными, можно получить следующие дифференциальные соотношения Коши в плоскости XOY (см. рис. 1.3) для определения относительных удлинений и сдвигов:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial U_x}{\partial x}; \quad \varepsilon_{yy} = \frac{\partial U_y}{\partial y}; \quad \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x} \right). \quad (1.9)$$

В общем случае вблизи точки рассматривают элементарный параллелепипед с ребрами dx , dy , dz . При деформации изменяются линейные размеры ребер (но линии остаются прямыми), изменяются углы между ребрами. Линейная деформация параллелепипеда связана с изменением его объема. Угловая деформация сдвига не связана с изменением объема, а приводит к изменению формы тела. Рассматривая деформации граней параллелепипеда, можно записать еще шесть дифференциальных соотношений, подобных выражению (1.9), и ввести *тензор малых деформаций*, который определяет деформированное состояние в окрестности произвольной точки деформируемого тела:

$$T_\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix}.$$

Деформации тела называются малыми порядка $\delta \ll 1$, если для любых i, j в каждой точке в данный момент времени $|\varepsilon_{ij}| \leq \delta$ и величиной δ^2 можно пренебречь. Обычно принимается $\delta = 0,1$.

Линейные деформации могут приводить к изменению объема тела, поэтому для несжимаемого тела их сумма должна быть равной нулю. Это условие называется *условием постоянства объема или несжимаемости*:

$$\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} = \varepsilon_{ii} = 0, \quad (1.10)$$

где $\varepsilon_{11} > \varepsilon_{22} > \varepsilon_{33}$ — *главные деформации (удлинения)*, направленные по трем ортогональным главным осям, между которыми отсутствуют сдвиги. Тензор деформаций в главных осях записывается в виде

$$T_\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{pmatrix}.$$

Можно также найти плоскости, на которых действуют *главные сдвиги*:

$$\varepsilon_{12} = \varepsilon_{11} - \varepsilon_{22}; \quad \varepsilon_{23} = \varepsilon_{22} - \varepsilon_{33}; \quad \varepsilon_{31} = \varepsilon_{33} - \varepsilon_{11}. \quad (1.11)$$

Для оценки общей величины деформации применяют *интенсивность деформаций сдвига*

$$\Gamma = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2 \right]}, \quad (1.12)$$

смысл названия которой становится понятен, если учесть соотношения (1.11) и записать Γ через главные сдвиги:

$$\Gamma = \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{23}^2 + \varepsilon_{31}^2)}.$$

В случае несжимаемого материала достаточно определить две главные деформации, а третью — из условия (1.10), например,

$$\varepsilon_{22} = -\varepsilon_{11} - \varepsilon_{33}.$$

Тогда выражение (1.12) можно записать в упрощенном виде:

$$\Gamma = 2\sqrt{\varepsilon_{11}^2 + \varepsilon_{11}\varepsilon_{33} + \varepsilon_{33}^2}. \quad (1.13)$$

Из условия несжимаемости (1.10) следует, что все три главные деформации не могут иметь одинаковый знак, и возможны только раз-

ноименные схемы, показанные на рис. 1.4. Реально осуществимы одна плоская (рис. 1.4, б) и две объемные схемы (рис. 1.4, а, в).

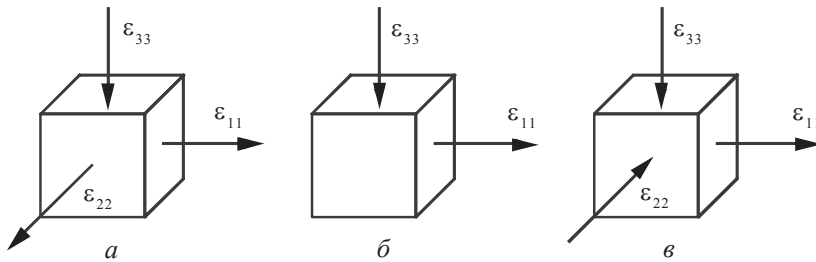


Рис. 1.4. Возможные схемы деформированного состояния

Различают следующие виды деформаций: упругая, пластическая, однородная, равномерная, горячая, холодная, монотонная, немонотонная (знакопеременная), малая, большая.

Упругая деформация — обратимая, после снятия нагрузки тело восстанавливает свою форму и размеры.

Пластическая деформация — необратимая, остается после снятия нагрузки.

Переход от упругих деформаций к пластическим наглядно иллюстрирует диаграмма растяжения (см. рис. 1.5) в координатах осевое напряжение — осевая деформация. Для начального участка диаграммы характерна прямая пропорциональность между напряжением и деформацией:

$$\sigma_{xx} = E \cdot \varepsilon_{xx}, \quad (1.14)$$

где E — модель упругости (модуль Юнга).

Выражение (1.14) носит название закона Р. Гука, установленного в 1660 г.

Максимальное напряжение, соответствующее закону (1.14), называется *пределом пропорциональности* $\sigma_{\text{пц}}$. Далее наблюдается отклонение от прямо пропорциональной зависимости.

Участок, параллельный оси абсцисс, называют площадкой текучести. Напряжение, при котором образуется площадка текучести, называется *пределом текучести* σ_T .

В тех случаях, когда материал не имеет явно выраженной площадки текучести, за предел текучести принимают напряжение, при котором остаточная деформация не превышает 0,2 %. Такое напряжение назы-

вают *условным пределом текучести* $\sigma_{0,2}$. Начиная с точки 2 диаграммы на образце появляется местное сужение (шейка), деформация становится неравномерной. Напряжение, отвечающее наибольшей нагрузке, предшествующей образованию шейки (точка 2), называется *временным сопротивлением* σ_b .

Важная для теории и практики ОМД часть диаграммы (1–2) — *кривая упрочнения* (рис. 1.6). Напряжения в этой части называются *сопротивлением деформации* σ_s . Это напряжения одноосного растяжения или сжатия в условиях развитой пластической деформации. Очевидно, что при одноосном растяжении $\sigma_s = \sigma_{xx} = \sigma_{11}$, а $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$. Интенсивность касательных напряжений, рассчитываемая по формуле (1.6), в этом случае $T = \sigma_s / \sqrt{3}$.

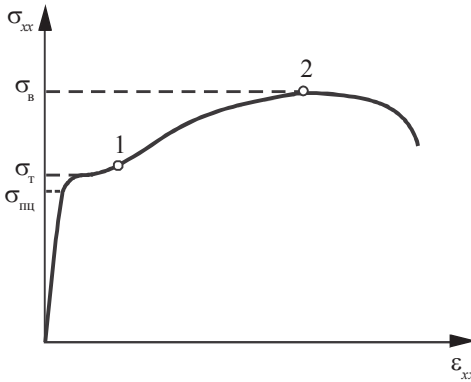


Рис. 1.5. Диаграмма растяжения образца

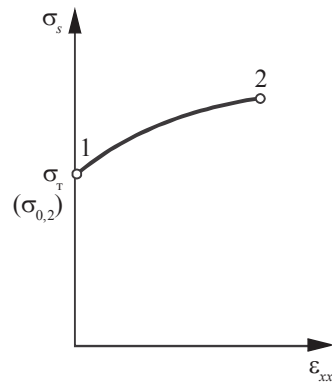


Рис. 1.6. Кривая упрочнения

Часто при решении теоретических задач ОМД упругой частью деформации пренебрегают, так как она составляет не более 0,3 %. Кривую упрочнения обычно аппроксимируют степенной зависимостью

$$\sigma_s = \sigma_{0,2} + b\varepsilon^c, \quad (1.15)$$

где b, c — эмпирические коэффициенты.

Условия перехода от упругих деформаций к пластическим называют *условиями пластичности*. Широко используются два условия:

— условие Треска-Сен-Венана

$$\sigma_{11} - \sigma_{33} = \beta \sigma_T, \quad (1.16)$$

где коэффициент $\beta = 1$ для осесимметричной деформации и $\beta = 1,15$ для плоской деформации;

— условие Губера-Мизеса

$$T = \sigma_T / \sqrt{3} = \tau_s, \quad (1.17)$$

где τ_s — предел текучести при чистом сдвиге.

Смысл условия (1.16) состоит в том, что пластическая деформация начинается при достижении максимальным касательным напряжением (формула (1.7)) определенной величины (предела текучести на сдвиг).

Условие (1.17) называется энергетическим и предполагается, что материал пластически деформируется, когда интенсивность касательных напряжений достигает определенной величины. Условие (1.17) часто называют *условием идеальной пластичности*, которое используют при решении теоретических задач.

Однородной называется деформация тела, при которой главные оси имеют одинаковые направления во всех точках тела и остаются неизменными в течение всего процесса деформирования. Это означает, что при однородной деформации отсутствуют сдвиги. При однородной деформации компоненты перемещений линейно зависят от координат, то есть имеет место широко применяемая в теории ОМД гипотеза плоских сечений.

Равномерной называется такая деформация, тензор которой постоянен в любой точке тела, то есть не зависит от ее координат. Равномерная деформация представляет собой частный случай однородной; она возможна в условиях линейного напряженного состояния.

Горячая деформация производится при температуре металла, равной температуре его рекристаллизации, или выше. Если температура обрабатываемого металла ниже температуры рекристаллизации, то такая деформация называется *холодной*. Температура рекристаллизации $T_{\text{рекр}} = (0,4-0,6) T_{\text{пл}}$ (К), где $T_{\text{пл}}$ (К) — температура плавления металла или сплава в кельвинах; коэффициент 0,4 соответствует чистым металлам, а 0,6 — сплавам. Связь между значениями температуры по шкале Кельвина (T (К)) и шкале Цельсия имеет вид: T (К) = $T^{\circ}\text{C} + 273,15^{\circ}\text{C}$.

Например, деформация свинца при комнатной температуре (293°K) является горячей, т. к. $T_{\text{пл}}$ (К) = $327^{\circ}\text{C} + 273,15^{\circ}\text{C} = 600,15$ (К), а температура рекристаллизации $T_{\text{рекр}} = 0,4 T_{\text{пл}}$ (К) = 240 (К). Таким образом, температура обработки выше температуры рекристаллизации.

Монотонная деформация — такая, при которой на каждой ступени в процессе значительного формоизменения остаются постоянными отношения $\varepsilon_{11} : \varepsilon_{22} : \varepsilon_{33}$ и направления главных удлинений связаны с одними и теми же материальными волокнами.

Существенно *немонотонным* (*знакопеременным*) называют деформирование, при котором по крайней мере один раз изменилось направление деформации в некотором материальном направлении (удлинение сменилось укорочением или наоборот).

Для перехода к большим деформациям траекторию движения частицы делят на прямолинейные участки, соответствующие малым деформациям. На каждом участке вычисляют Γ_i и, считая их аддитивными, определяют суммарную степень деформации (сдвига)

$$\Lambda = \sum \Gamma_i.$$

Характеристики *больших (конечных)* деформаций определяют интегрированием. Например, конечное монотонное удлинение тела с L_0 до L_k вдоль оси X можно оценить через логарифмическую деформацию:

$$\varepsilon_{xx} = \int_{L_0}^{L_k} \frac{dx}{x} = \ln \frac{L_k}{L_0}. \quad (1.18)$$

Логарифмические деформации обладают свойством аддитивности (их можно суммировать) при многоэтапном деформировании. Например, если удлинение происходит в 3 этапа: $L_0 \rightarrow L_1 \rightarrow L_2 \rightarrow L_k$, то логарифмическая деформация на первом этапе $\varepsilon_{xx(1)} = \ln \frac{L_1}{L_0}$, на втором — $\varepsilon_{xx(2)} = \ln \frac{L_2}{L_1}$, на третьем — $\varepsilon_{xx(3)} = \ln \frac{L_k}{L_2}$. Итоговая деформация:

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx(1)} + \varepsilon_{xx(2)} + \varepsilon_{xx(3)} = \ln \left(\frac{L_1}{L_0} \cdot \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{L_k}{L_2} \right) = \ln \frac{L_k}{L_0}.$$

В инженерных расчетах для характеристики удлинения изделий применяют *коэффициент вытяжки*. Суммарный коэффициент вытяжки равен отношению конечной длины к начальной или для цилиндрических тел отношению исходной площади поперечного сечения к конечной:

$$\mu = \frac{L_k}{L_0} = \frac{F_0}{F_k}. \quad (1.19)$$

Итоговый коэффициент вытяжки при многоэтапном деформировании определяется умножением. Для рассматриваемого примера

$$\mu = \mu_1 \mu_2 \mu_3 = \frac{L_1}{L_0} \cdot \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{L_k}{L_2} = \frac{L_k}{L_0}.$$

Вычислим, например, характеристики деформированного состояния при монотонном растяжении трубы. Такое допущение часто применяется при анализе процессов трубного производства, длина трубы соответствует длине очага деформации. Исходные размеры трубы — L_0 , D_0 , S_0 , конечные — L_1 , D_1 , S_1 . Условие постоянства объема трубы:

$$\pi S_0 (D_0 - S_0) L_0 = \pi S_1 (D_1 - S_1) L_1.$$

После деления левой части на правую условие примет вид:

$$\frac{S_0}{S_1} \cdot \frac{(D_0 - S_0)}{(D_1 - S_1)} \cdot \frac{L_0}{L_1} = 1,$$

где $\frac{S_0}{S_1} = \mu_s$ — коэффициент вытяжки по стенке; $\frac{(D_0 - S_0)}{(D_1 - S_1)} = \mu_D$ — коэффициент вытяжки по диаметру; $\mu_s \cdot \mu_D = \mu_\Sigma = \frac{L_1}{L_0}$ — суммарный коэффициент вытяжки.

Прологарифмируем последнее выражение:

$$\ln \frac{S_0}{S_1} + \ln \frac{(D_0 - S_0)}{(D_1 - S_1)} + \ln \frac{L_0}{L_1} = 0$$

или

$$\ln \mu_s + \ln \mu_D + \ln \frac{1}{\mu_\Sigma} = 0.$$

Если считать слагаемые последнего выражения главными логарифмическими деформациями, то оно совпадает с условием несжимаемости (1.10) и по сути является условием постоянства объема.

Скорость деформации — это изменение относительной деформации в единицу времени. Например, скорость относительного удлинения:

$$\xi_{xx} = \partial \varepsilon_{xx} / \partial t. \quad (1.20)$$

Так как относительная деформация — величина безразмерная, скорость деформации имеет размерность 1/с.

Перемещения и деформации, показанные на рис. 1.3, могут произойти с различной скоростью. Знать скорости деформации особенно важно в случае горячей обработки, так как имеет место скоростное упрочнение. Скорость перемещения точки А в положение А₁ (см. рис. 1.3) определяется как $v = \partial U / \partial t$, а скорости линейных перемещений

$$v_x = \frac{\partial U_x}{\partial t}; \quad v_y = \frac{\partial U_y}{\partial t}. \quad (1.21)$$

Уточним выражение (1.20), используя выражения (1.9) и (1.21):

$$\xi_{xx} = \partial \epsilon_{xx} / \partial t = \partial \left(\frac{\partial U_x}{\partial x} \right) / \partial t = \partial \left(\frac{\partial (v_x \partial t)}{\partial x} \right) / \partial t = \frac{\partial v_x}{\partial x}.$$

Аналогично можно вычислить остальные компоненты тензора скоростей деформаций:

$$\xi_{yy} = \frac{\partial v_y}{\partial y}; \quad \xi_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) \text{ и т. д.} \quad (1.22)$$

Тензор скоростей деформаций имеет вид:

$$T_\xi = \begin{pmatrix} \xi_{xx} & \xi_{xy} & \xi_{xz} \\ \xi_{yx} & \xi_{yy} & \xi_{yz} \\ \xi_{zx} & \xi_{zy} & \xi_{zz} \end{pmatrix}.$$

Условие несжимаемости можно записать через скорости деформаций:

$$\xi_{xx} + \xi_{yy} + \xi_{zz} = \xi_{11} + \xi_{22} + \xi_{33} = \xi_{ii} = 0,$$

где $\xi_{11} > \xi_{22} > \xi_{33}$ — *главные скорости деформаций (удлинений)*, направленные по трем ортогональным главным осям. Тензор скоростей деформаций в главных осях записывается в виде

$$T_\xi = \begin{pmatrix} \xi_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \xi_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \xi_{33} \end{pmatrix}.$$

Для оценки скорости деформации применяют также *интенсивность скоростей деформаций сдвига*

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} [(\xi_{11} - \xi_{22})^2 + (\xi_{22} - \xi_{33})^2 + (\xi_{33} - \xi_{11})^2]}. \quad (1.23)$$

Степень деформации сдвига, накопленную при движении частицы, рассчитывают по формуле

$$\Lambda = \int_0^t H dt, \quad (1.24)$$

где t — время деформации, а интегрирование ведется вдоль траектории движения частицы.

1.3. Сопротивление деформации

Сопротивление деформации σ_s — это напряжение одноосного растяжения или сжатия в условиях развитой пластической деформации.

Эта величина играет важную роль в технологических расчетах процессов ОМД и во многом определяет усилие деформирования. Сопротивление деформации зависит также от природы и химического состава обрабатываемых металлов.

В общем случае на сопротивление деформации данного сплава, МПа, влияют степень деформации, скорость деформации и температура. Чаще всего используются зависимости вида:

$$\sigma_s = a_1 \Lambda^{a_2} H^{a_3} \left(\frac{T}{1000} \right)^{a_4}, \quad (1.25)$$

где $a_1 \dots a_4$ — эмпирические коэффициенты, определяемые по табл. 1.1 для различных марок сталей; Λ — степень деформации сдвига; H — интенсивность скоростей деформации сдвига; T — температура деформации, °С.

Зависимость (1.25) отражает процессы скоростного и деформационного упрочнения при пластической деформации, то есть сопротивление деформации увеличивается с ростом степени и скорости деформации. При нагреве сопротивление деформации падает.

Степень деформации сдвига Λ определяется для соответствующей зоны очага деформации по формулам, приведенным ниже.

Таблица 1.1

**Коэффициенты для расчета сопротивления деформации
по формуле (1.25)**

Сталь	a_1	a_2	a_3	a_4
10	63,00	0,164	0,134	–2,80
35	43,64	0,074	0,198	–3,85
45	79,48	0,173	0,143	–3,05
15 Г	78,30	0,186	0,126	–2,74
35 ГС	78,83	0,187	0,236	–2,79
40Х	78,02	0,170	0,130	–3,62
1Х13	129,83	0,125	0,102	–3,50
Х12 М	175,94	0,067	0,127	–3,12
Х17 Н2	105,40	0,063	0,130	–4,72
30ХГСА	80,22	0,250	0,134	–3,34
38ХМЮА	87,45	0,273	0,114	–3,72
40ХНМА	81,34	0,175	0,125	–3,40
12Х2 Н4 А	83,22	0,226	0,100	–3,20
08Х18 Н10 Т	112,95	0,088	0,112	–4,35
Х21 Н	174,45	0,128	0,103	–3,27
Х23 Н18	215,11	0,105	0,093	–3,18

Скорость равномерной деформации обычно рассчитывается по формуле:

$$H = \Lambda / \tau, \quad (1.26)$$

где τ — время деформации в рассматриваемой зоне.

Учитывая выражение (1.26), формулу (1.25) можно преобразовать к виду:

$$\sigma_s = a_1 \Lambda^{a_2} \left(\frac{\Lambda}{\tau} \right)^{a_3} \left(\frac{T}{1000} \right)^{a_4} = a_1 \frac{\Lambda^{a_2+a_3}}{\tau^{a_3}} \left(\frac{T}{1000} \right)^{a_4}. \quad (1.27)$$

В случае холодной деформации учитывается только деформационное упрочнение, и сопротивление деформации выражают степенной функцией [2], МПа:

$$\sigma_s = \sigma_{0,2} + g \Lambda^b, \quad (1.28)$$

где $\sigma_{0,2}$ — предел текучести металла исходной заготовки; g, b — эмпирические коэффициенты (см. табл. 1.2); Λ — степень деформации сдвига.

Таблица 1.2

Показатели механических и пластических свойств металлов и сплавов [1, 2]

Характеристика сплава	Исх. заготовки	$\sigma_b = \sigma_{b0} + q\epsilon^c$			$\sigma_s = \sigma_{0,2} + g\lambda^b$			$\Psi, \%$	$\Lambda_p = \exp [a_1 + a_2\mu_o + (a_3 + a_4\mu_o)\frac{\sigma}{T}]$				$a = a_0^{1+0,238\frac{\sigma}{T}}$
		$\sigma_{b0},$ МПа	$q,$ МПа	C	$\sigma_{0,2},$ МПа	$g,$ МПа	b		a_1	a_2	a_3	a_4	
Углеродистые	10	363	27,3	0,62	280	261	0,63	74,5	0,46	-0,74	-1,19	-0,86	2,37
	20	500	5,7	0,98	280	418	0,39	60,8	0,40	-0,65	-0,78	-0,12	2,80
	45	574	14,1	0,83	405	502	0,32	54,8	0,23	-0,65	-0,73	0,08	3,11
Легированные	38ХС	1033	7,4	0,93	654	787	0,34	60,4	0,09	-1,47	-1,11	0,29	2,96
	12Х1 МФ	550	14,7	0,86	309	482	0,28	74,2	1,28	-0,15	-0,49	-0,11	1,62
	30ХТСА	628	33,4	0,61	529	708	0,40	68,4	0,65	-1,18	-1,15	0,19	1,67
	38Х2 МЮА	961	14,7	0,86	430	520	0,46	73,8	0,71	-0,52	-0,67	0,00	1,90
	ШХ 15	570	18,6	0,79	386	550	0,48	64,1	0,10	-0,86	-0,58	-0,13	3,90
	08Х18 Н10 Т	667	19,0	0,84	322	813	0,41	71,0	0,96	-0,38	-0,68	-0,17	1,40
Коррозионно-стойкие	03Х12 Н10 МТ	895	14,7	0,86	745	431	0,32	79,0	0,86	-1,24	-1,13	-0,18	1,70
	07Х16 Н6	804	14,7	0,86	552	1425	0,31	68,4	-0,44	-2,14	-0,73	0,59	1,25
	Х15 Н5 Д2 ТЮ	891	14,7	0,86	612	700	0,37	70,1	0,32	-1,24	-0,54	0,41	1,20
	ВТ 1-0	589	21,6	0,62	553	421	0,52	62,6	0,26	-1,18	-0,40	0,40	2,29
Титановые	ОТ 4-0	804	15,7	0,73	601	370	0,56	52,9	-0,29	-1,55	-0,52	0,52	2,25
	АД-1	184	5,5	0,73	48	83	0,44	83,5	1,80	0,36	-1,10	-0,58	1,73
	АМЦ	108	2,7	0,81	74	145	0,30	69,4	0,97	-0,20	-1,98	-1,47	4,50
Алюминиевые	АМГ-6	216	6,5	0,63	196	319	0,26	38,1	0,17	-0,05	-1,27	-0,56	1,58
	Л 96	270	13,7	0,68	68	275	0,51	80,7	1,47	-0,29	-0,94	-0,19	1,82
	Л 68	319	10,8	0,80	104	381	0,50	72,3	0,83	-0,36	-0,33	0,07	2,06
	Л 63	353	5,9	0,94	112	415	0,42	64,2	0,55	-0,44	-0,35	0,09	1,98
Прочие	сплав хром-железо	1220	14,7	0,90	600	1253	0,30	55,9	0,24	-1,58	-1,29	0,30	1,11
	сплав циркония	579	28,5	0,70	537	600	1,00	78,9	-0,06	-1,19	-0,40	-0,19	3,12
	молибден МЧ	696	14,1	0,87	481	363	0,16	67,4	0,97	-0,30	-0,31	0,29	1,77

Упрочнение сопровождается ростом прочностных характеристик. Для расчета силовых параметров прокатки и волочения часто используется временное сопротивление, МПа, которое с учетом упрочнения рассчитывается по экспериментальным данным, аппроксимированной формулой [2]:

$$\sigma_B = \sigma_{B0} + q\epsilon_i^c, \quad (1.29)$$

где σ_{B0} , q , c — эмпирические коэффициенты для разных марок сталей и сплавов, приведенные в табл. 1.2;

$$\epsilon_i = \frac{(\bar{F}_0 - \bar{F}_i)}{\bar{F}_0} 100 \% = \left(1 - \frac{1}{\mu_i}\right) \cdot 100 \%, \quad (1.30)$$

ϵ_i — относительное обжатие поперечного сечения трубы с \bar{F}_0 до \bar{F}_i .

Формулы (1.25) и (1.28) получают опытным путем при осадке, растяжении или кручении цилиндрических образцов. При исследовании влияния скорости деформации используют специальные испытательные машины, называемые пластометрами.

1.4. Система дифференциальных уравнений теории пластичности

При допущениях об изотропности и несжимаемости деформируемого тела, считая деформацию изотермической (протекающей при постоянной температуре), стационарной (без массовых и инерционных сил), пренебрегая упругими составляющими деформации, задача теории пластичности заключается в определении в каждой точке объема деформируемого тела в данный момент времени при заданных граничных условиях на наружной поверхности тела следующих величин:

- 6 компонентов тензора напряжений (см. выражение (1.4)) (с учетом его симметричности);
- 6 компонентов тензора деформаций или скоростей деформаций;
- 3 компонента вектора перемещений или скорости течения.

Итого — 15 неизвестных функций.

Для их определения используется система дифференциальных уравнений, включающая

- 3 дифференциальных уравнения равновесия (1.5);

- 6 выражений компонентов тензора деформаций или скоростей деформаций через компоненты вектора перемещений (1.9) или скорости течения (1.22);
- 6 уравнений связи компонентов тензора напряжений с компонентами тензоров деформаций или скоростей деформаций, например:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{xx} - \sigma = \frac{2T(H)}{H} \xi_{xx}; \\ \sigma_{yy} - \sigma = \frac{2T(H)}{H} \xi_{yy}; \\ \sigma_{zz} - \sigma = \frac{2T(H)}{H} \xi_{zz}; \\ \sigma_{xy} = \frac{2T(H)}{H} \xi_{xy}; \\ \sigma_{xz} = \frac{2T(H)}{H} \xi_{xz}; \\ \sigma_{yz} = \frac{2T(H)}{H} \xi_{yz}, \end{array} \right. \quad (1.31)$$

где $T = \sigma_s / \sqrt{3}$ — интенсивность касательных напряжений; функция $T(H)$ определяется из эксперимента, например, в виде выражения (1.25).

Итого — 15 уравнений. Таким образом, приведенная система уравнений является замкнутой.

Используют различные виды функций $T(H)$, характеризующие модели деформируемых сред (см. рис. 1.7):

1. Линейно-вязкая $T = \mu H$, где μ — коэффициент вязкости.
2. Идеально-пластическая $T = \tau_s$.
3. Вязкопластическая $T = \tau_s + \mu H$.
4. Вязко-идеально-пластическая (комбинация 1 и 2).
5. Жестко-пластическая $T = \tau_s + \mu \cdot H^c$.

Сформулированная задача называется *краевой задачей теории пластичности*. Ее решение в общем виде очень трудоемко, может быть выполнено только с помощью ЭВМ. Для решения задач на ЭВМ применяют следующие упрощающие методы: линеаризации (замена модели среды упругой или линейно-вязкой) и сведения системы уравнений к линейной; вариационный (сведения решения к минимизации функционала или решению системы линейных уравнений); гранич-

ных интегральных уравнений. Для формирования достаточно общих алгоритмов применяют различные методы дискретизации (дробления) объема деформированного тела: метод конечных элементов, метод конечных разностей, метод граничных элементов. На основе алгоритмов разрабатывают пакеты прикладных программ для решения различных краевых задач. В последнее время наиболее быстро развивается метод конечных элементов.

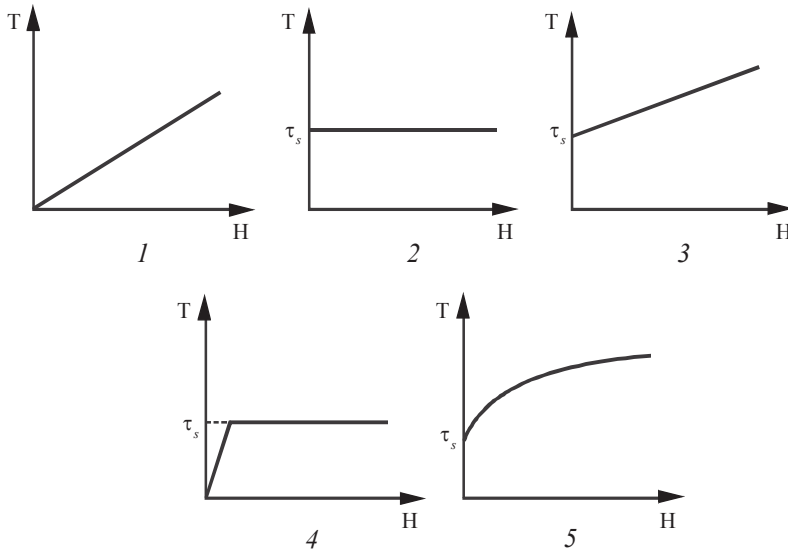


Рис. 1.7. Модели пластических сред

При решении инженерных задач краевую задачу сводят к плоской или осесимметричной, при этом уменьшается число неизвестных. Так, для плоской (двумерной) задачи число неизвестных сокращается с 15 до 8 (3 компонента тензора напряжений, 3 компонента тензора деформаций, 2 компонента вектора перемещений). Для решения применяют чаще всего инженерный метод и метод линий скольжения.

1.5. Пластичность и разрушение

Пластичность — это способность металла деформироваться без разрушения. Количественная мера пластичности — *степень деформации сдвига, накопленная к моменту разрушения*:

$$\Lambda_p = \int_0^{t_p} H dt, \quad (1.32)$$

где t_p — время деформации до разрушения.

Величину Λ_p также называют *пластичностью* и определяют экспериментально путем исследования влияния на пластичность схемы напряженного состояния. Основной характеристикой, влияющей на пластичность, является показатель напряженного состояния σ/T . В результате испытаний строят *диаграмму пластичности* $\Lambda_p = f(\sigma/T)$, показанную на рис. 1.8.

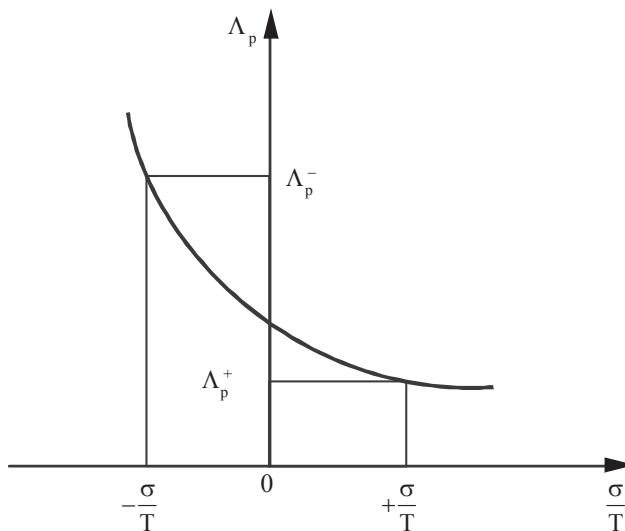


Рис. 1.8. Диаграмма пластичности

Диаграмма имеет области положительных и отрицательных значений σ/T . Отрицательные значения σ/T свидетельствуют о преобладании сжимающих напряжений, а положительные — растягивающих. С точки зрения возможности разрушения наиболее опасны растягивающие напряжения, то есть положительные значения σ/T .

Из рис. 1.8 видно, что положительные значения σ/T соответствуют меньшим значениям пластичности: $\Lambda_p^+ < \Lambda_p^-$.

Пластичность, по существу, является предельной степенью деформации сдвига, которую выдерживает металл без разрушения при данной схеме напряженного состояния. Поэтому условие деформирования без разрушения имеет вид:

$$\Lambda < \Lambda_p. \quad (1.33)$$

Если использовать относительную величину $\psi = \Lambda/\Lambda_p$, называемую степенью использования ресурса пластичности, то условие (1.33) будет иметь вид:

$$\psi < 1. \quad (1.34)$$

Очевидно, что до деформации $\psi = 0$, в момент разрушения, когда $\Lambda = \Lambda_p$, $\psi = 1$.

В настоящее время применяется кинетический подход к проблеме разрушения металлов, так как деформирование тела сопровождается накоплением повреждений. С учетом этого и выражения (1.32) условие (1.34) уточняется:

$$\psi = \int_0^t \frac{H dt}{\Lambda_p} < 1, \quad (1.35)$$

где интегрирование ведется вдоль траектории движения частицы.

Экспериментальная проверка модели (1.35) для различных условий деформирования (особенно для знакопеременной деформации) показала, что возможно значительное отклонение от экспериментальных данных в сторону увеличения. Поэтому дальнейшее уточнение модели (1.35) для случая холодной деформации предложено в виде

$$\omega = \int_0^{\Lambda} \frac{a \Lambda^{a-1}}{\Lambda_p^a} d\Lambda < 1, \quad (1.36)$$

где ω — поврежденность металла: $a > 1$ — коэффициент, учитывающий уменьшение поврежденности при знакопеременной деформации.

Интегрирование выражения (1.36) при $\sigma/T = \text{const}$ дает

$$\omega = \frac{a \Lambda^a}{a \Lambda_p^a} \Big|_0^{\Lambda} = \left(\frac{\Lambda}{\Lambda_p} \right)^a < 1,$$

то есть уменьшает значения, подсчитанные по (1.35): $\omega = \psi^a$.

Поврежденность — это степень пораженности металла микродефектами.

Считается, что у исходного недеформированного металла $\omega = 0$, в момент разрушения $\omega = 1$.

В общем случае критерий деформирования без разрушения в холодном состоянии записывается в виде [1; 3]:

$$\omega = \sum_{j=1}^k \left(\sum_{i=1}^{n_j} \int_0^{\Lambda_i} \frac{a \Lambda^{a-1}}{\Lambda_p^a} d\Lambda - \Delta\omega_j \right) < 1, \quad (1.37)$$

где n_j — число этапов знакопеременной деформации на j -м цикле пластической и термической обработки; k — число таких циклов; $\Delta\omega_j$ — уменьшение поврежденности металла на j -м цикле термической обработки;

$$\Lambda_p = \exp [a_1 + a_2 \mu_\sigma + (a_3 + a_4 \mu_\sigma) \frac{\sigma}{T}], \quad (1.38)$$

Λ_p — пластичность металла;

$$a = a_0^{1+0,238 \frac{\sigma}{T}}, \quad (1.39)$$

a — коэффициент пластического разрыхления; $a_0 \dots a_4$ — эмпирические коэффициенты, определяемые по табл. 1.2; $\frac{\sigma}{T}$ — показатель напряженного состояния; μ_σ — коэффициент Лоде (1.8).

Методика проведения расчетов по формуле (1.37) изложена в [1], интегрирование ведется вдоль траектории движения частиц через очаг деформации.

Согласно [1] экспериментально определены пороговые значения поврежденности:

$$\omega^* = 0,2 \dots 0,3, \quad (1.40)$$

что соответствует образованию энергетически устойчивых микропор, которые не залечиваются при термообработке;

$$\omega^{**} = 0,6 \dots 0,7; \quad (1.41)$$

при этих значениях происходит объединение микропор в цепочки микротрещин, что приводит к снижению эксплуатационных характеристик металлопродукции.

При $\omega = 1$ происходит макроразрушение металла, то есть образуются трещины, видимые невооруженным глазом.

1.6. Работа и мощность пластической деформации

Работа как произведение силы на перемещение в теории ОМД рассчитывается так:

$$dA = p \cdot dF \cdot u,$$

где dA — элементарная работа; $p \cdot dF$ — сила (формула (1.2)); u — перемещение. Размерность работы Дж = Н · м.

Мощность характеризует работу в единицу времени: $N = dA/dt$, ее размерность Вт = Дж/с.

Пластическая деформация совершается внешними силами, приложенными со стороны инструмента. Нагрузки, действующие на часть поверхности тела F , могут быть заданы в напряжениях либо в скоростях (перемещениях). Часть поверхности F может быть свободной от воздействий. Вся поверхность тела рассматривается состоящей из следующих частей:

$$F = F_f + F_v + F_s,$$

где F_f — поверхность, на которой заданы поверхностные напряжения p_i^* ; F_v — поверхность, на которой заданы скорости перемещений инструмента v_i^* (часто эту поверхность называют зоной прилипания); F_s — поверхность, на которой заданы условия скольжения металла относительно инструмента (задан закон трения).

Скорость скольжения равна разности скоростей металла и инструмента:

$$v_s = v_{\text{ме}} - v^*. \quad (1.42)$$

Мощность сил трения

$$N_{\text{тр}} = \iint_{F_s} \tau v_s dF,$$

где τ — напряжение трения.

Работа поверхностных сил равна:

$$A_n = \iint_{F_f} p_i^* u_i dF,$$

где u_i — перемещения, вызванные заданными напряжениями.

Мощность поверхностных сил

$$N_n = \iint_{S_f} p_i^* v_i ds ,$$

где v_i — скорости, вызванные заданными напряжениями.

Если нагрузка задается через движение жесткого инструмента со скоростями v_i^* , то мощность воздействий на поверхности F_v

$$N_n = \iint_{F_v} p_i v_i^* dF .$$

В теории пластичности доказывается, что если в каждой точке объема деформируемого тела V в данный момент времени известны компоненты тензоров напряжений σ_{ij} и деформаций ε_{ij} , то работа внутренних сил (пластических деформаций)

$$A_b = \iiint_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV = \iiint_V T \Gamma dV . \quad (1.43)$$

Мощность пластических деформаций характеризует работу в единицу времени: $N_b = dA_b/dt$, поэтому, дифференцируя выражение (1.43) по времени, получим выражение для мощности пластических деформаций, учитывая выражения (1.20), (1.24):

$$N_b = \iiint_V \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dV = \iiint_V T \dot{\Gamma} dV . \quad (1.44)$$

Закон сохранения механической энергии формулируется так: работа приложенных к телу поверхностных сил равна работе пластических деформаций (при отсутствии скольжения на контактной поверхности):

$$\iint_F p_i u_i dF = \iiint_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV .$$

1.7. Обработываемость давлением металлов и сплавов

Обработке давлением подвергают деформируемые черные и цветные металлы. К черным металлам относят железо и сплавы на его основе с углеродом и легирующими элементами, все остальные металлы и сплавы называют цветными. Черные металлы подразделяют на стали

(до 2 % углерода) и чугуны, содержащие более 2 % углерода. Цветные металлы различают легкие, тяжелые (с плотностью более 8000 кг/м³), редкие и благородные. К тяжелым металлам относятся свинец, цинк, никель, кадмий, кобальт, олово и др. К благородным металлам относят золото, серебро, платину и их сплавы, которые, благодаря высокой пластичности и химической стойкости, находят широкое применение в технике и ювелирном деле.

Используются следующие стали:

- углеродистые (Ст 0...Ст 6, 10, 20, 45, 60, 70, У7...У13, А 20 и др.);
- легированные (40Х, 30ХГСА, 38ХС, 12Х1МФ, 38Х2МЮА, ШХ15 и др.);
- высоколегированные коррозионно-стойкие (нержавеющие), легированные хромом и никелем (08Х18Н10Т, 12Х18Н10Т, 03Х12Н10МТ, 07Х16Н6, 03Х18Н12ВМ, Х15Н5Д2ТЮ и др.);
- жаростойкие и жаропрочные стали и сплавы, сохраняющие эксплуатационные свойства при температурах более 600 °С (12Х21Н5Т, 15Х20Н12Т и др.).

Углеродистые стали обыкновенного качества (ГОСТ 380–94), например, Ст0, Ст3 кп, Ст6 сп, где последние буквы обозначают степень раскисленности стали: кп (кипящие), сп (спокойные) и пс (полупокойные). Углеродистые качественные конструкционные стали (ГОСТ 1050–88) отличаются меньшим содержанием вредных примесей серы и фосфора ($S, P \leq 0,035...0,040 \%$) и обозначаются 08 кп, 10 пс, 10...60 и др. Углеродистые инструментальные стали (ГОСТ 1435–99) обозначаются У7...У13, где цифра — массовая доля углерода (У7—0,7 %; У13—1,3 %). Углеродистые автоматные сернистые стали А11...А35 (ГОСТ 1414–75) относятся к сталям специального назначения для последующей обработки резанием на токарных станках и автоматах. К углеродистым сталям специального назначения относятся также судовые свариваемые стали марок А, В, Д, Е (в виде проката по ГОСТ 5521–93), котельные стали 15 К...22 К (в виде листового проката по ГОСТ 5520–79), мостовые стали 16 Д (прокат по ГОСТ 6713–91). Цифра в обозначении углеродистых сталей обозначает в большинстве случаев массовую долю углерода в сотых долях %.

Содержание углерода влияет на свойства стали: с увеличением содержания углерода возрастает прочность (временное сопротивление σ_b) и твердость, но уменьшается пластичность стали. Однако прочность повышается только примерно до 1 % С, а при более высоком содер-

жании углерода она начинает уменьшаться в связи с образованием вторичного цементита по границам зерен в заэвтектоидных сталях ($> 0,8\% \text{ C}$).

Легированные стали подразделяются на низколегированные (содержание легирующих элементов до $2,5\%$), среднелегированные ($2,5...10\%$) и высоколегированные (более 10%).

Легирующие элементы в маркировке сталей по российским стандартам обозначаются следующими буквами:

М — молибден;	Х — хром;
А — азот;	Ф — ванадий;
Д — медь;	В — вольфрам;
Н — никель;	П — фосфор;
Ю — алюминий;	Г — марганец;
Б — ниобий;	К — кобальт;
Т — титан;	Ц — цирконий;
Р — бор;	С — кремний.

Легирующие элементы придают сталям следующие свойства.

Азот (N) применяется в сталях в качестве заменителя углерода и никеля. Он значительно повышает коррозионную стойкость стали.

Ванадий (V) улучшает такие свойства стали, как твердость и прочность, а также значительно повышает ее износостойкость. Ванадий присутствует в инструментальных и быстрорежущих сталях.

Вольфрам (W) является металлом с самой высокой температурой плавления. Он используется во многих отраслях. Вольфрам, наравне с молибденом, является обязательным элементом для быстрорежущих сталей. Помимо устойчивости к высокой температуре, наличие вольфрама в стали улучшает такие свойства, как износостойкость и твердость.

Кобальт (Co) в небольшом количестве присутствует в твердых сплавах и быстрорежущих сталях, увеличивая твердость и прочность стали.

Кремний (Si) не является карбидообразующим элементом, и его количество в стали ограничивают до 2% . Он значительно повышает предел текучести стали и при содержании более 1% снижает вязкость и повышает порог хладноломкости.

Марганец (Mn) увеличивает твердость и устойчивость стали к износу. Однако его содержание в больших количествах (более $1,5\%$) повышает хрупкость.

Молибден (Mo) повышает красностойкость, упругость, временное сопротивление, антикоррозионные свойства и сопротивление окис-

лению при высоких температурах. Также он делает состав стали более равномерным. Молибден является обязательным элементом в быстрорежущих сталях.

Никель (Ni) повышает коррозионную стойкость стали. Кроме того, он незначительно повышает прочность.

Ниобий (Nb) является достаточно редкой легирующей добавкой и повышает износостойкость и коррозионную стойкость стали.

Титан (Ti) обычно добавляют в сталь для повышения прочности, стойкости к коррозии и температурам. Также он способствует измельчению зерна и улучшает обрабатываемость.

Хром (Cr) оказывает благоприятное влияние на механические свойства конструкционной стали в количестве до 2 %; он растворяется в феррите и цементите, увеличивает стойкость стали к коррозии и износу. Сталь считается нержавеющей, если содержание хрома в ней больше или равно 14 %.

В ОМД наиболее часто применяются следующие цветные металлы и сплавы:

- алюминиевые (Д1, АД-1, АМц, АМгб и др.);
- медные (техническая медь М0, М1 и др.), легированные оловом, и др. элементами (бронзы Бр.А7, Бр.АЖМн10–3–1,5 и др.) и легированные цинком (латуни Л96, Л68, Л63 и др.);
- титановые (ВТ1–0, ОТ4–0, ВТ 5 и др.);
- магниевые (МА2, МА8, МВ65–1 и др.);
- прочие сплавы на основе циркония, молибдена, хрома и др. Эти сплавы обладают уникальными свойствами (хром и молибден придают жаропрочность, цирконий — радиационную стойкость).

Алюминиевые сплавы получили распространение благодаря легкости (плотность порядка 2700 кг/м^3), высокой пластичности (относительное удлинение $\delta = 40\ldots 45 \%$) и высокой коррозионной стойкости благодаря оксидной пленке. Легирующие элементы придают алюминиевым сплавам высокую прочность (медь, магний, марганец) и жаропрочность (никель, железо). Например, такие сплавы, как АМгб (примерно 6 % магния), дюралюминий Д16 (около 4 % меди, 1 % кремния, до 1 % марганца и магния) широко применяют в самолетостроении для обшивки фюзеляжей.

Медные сплавы относятся к тяжелым металлам (плотность порядка $8500\text{--}8900 \text{ кг/м}^3$), имеют высокую электропроводность, пластич-

ность, коррозионную стойкость. Техническая медь применяется марок М0 (содержание меди не менее 99,95 %), М1 (не менее 99,9 %), М4 (99,0 %) и др. Самыми распространенными медными сплавами являются латуни, содержащие до 50 % цинка. Хорошо обрабатываются давлением латуни марок Л63...96 (цифра — среднее содержание меди), специальные латуни (алюминиевые ЛА85—0,5, ЛА77—2; свинцовистые ЛС59—1, ЛС63—3 и др.). Основными легирующими элементами бронз являются олово, алюминий, марганец, кремний, бериллий, железо, например, оловянистая бронза Бр.ОФ6,5—0,15 (олова 6,5 %, фосфора 0,15 %). В настоящее время применяют, в основном, безоловянистые (специальные) бронзы, которые по своим свойствам превосходят оловянистые бронзы. Это, например, сплавы с алюминием (Бр А7); с алюминием, железом и марганцем (Бр.АЖМн10—3-1,5); бериллиевая бронза (Бр.Б2) и др.

Широкое применение в авиационной и космической технике нашли титановые сплавы благодаря малой плотности (4500 кг/м^3), коррозионной стойкости и прочности. Например, ВТ1 (99,3 % титана), ВТ3—1 (5 % алюминия, 2,5 % хрома, 1,9 % молибдена), ВТ14 (4 % алюминия, 3 % молибдена).

Еще более легкими конструкционными материалами являются сплавы магния (плотность 1800 кг/м^3). В качестве легирующих добавок применяют алюминий, цинк, марганец. Ниже в табл. 1.3 приведены свойства деформируемых высокопрочных сплавов МА2 и МА8, легированных марганцем, и сверхлегкого сплава МА18, легированного литием.

Обрабатываемость давлением может быть оценена механическими свойствами металла при комнатной температуре (временным сопротивлением σ_b , пределом текучести σ_T , относительным удлинением δ и сужением ψ). В теории ОМД обрабатываемость оценивают пластичностью и сопротивлением деформации металла (см. пп. 1.3 и 1.5). Пластичность может быть выражена через относительное удлинение или сужение, а сопротивление деформации — это напряжение, значение которого находится между пределом текучести и временным сопротивлением (см. рис. 1.5), то есть временное сопротивление оценивает максимально возможное значение сопротивления деформации.

Ниже в табл. 1.3 приведены значения механических свойств некоторых сплавов, а также оценка обрабатываемости давлением по данным [3; 4].

Таблица 1.3

Оценка обрабатываемости давлением

Марка стали (сплава)	Предел текуче- сти, МПа	Временное сопротивление, МПа	δ, %	Ψ, %	Обрабатываемость давлением	
					балл	кач. оц.
Стали						
08	200	330	33	60	84	ВВ
10	210	340	31	55	78	ВВ
20	250	420	25	55	71	В
45	360	610	16	40	48	У
60	410	690	12	35	40	Н
15Х	500	700	12	45	49	У
45Х	850	1050	9	45	44	У
45 Г2	410	700	11	40	43	Н
38ХС	700	900	13	50	53	У
30ХМ	750	950	11	45	46	У
15ХФ	550	750	13	50	54	У
20ХН	600	800	14	50	55	У
50ХН	900	1100	9	40	39	Н
30ХГС	850	1100	10	45	44	У
ШХ 15	420	730	21	46	56	У
X18H10T	200	550	40	55	73	В
алюминиевые сплавы						
АД1	30	80	35	80	96	ВВ
АМц	50	130	23	70	87	ВВ
АМг3	90	190	15	65	80	ВВ
АД31	50	90	25	30	51	У
Д1	250	410	15	30	40	У
медные сплавы						
Л68	91	320	55	70	89	ВВ
ЛО60-1	150	380	40	46	70	В
ЛЖМц59-1-1	170	450	50	55	83	В
ЛС60-1	130	370	45	30	63	В
Бр. ОФ4-0,25	—	340	52	—	83	В
Бр. ОЦ4-3	250	350	40	—	65	В
Бр. ОФ10-1	200	350	10	10	22	Н
титановые сплавы						
ОТ4	600	800	20	52	61	У
ВТ4	750	850	22	30	44	Н
ВТ6	850	950	13	45	48	В
магниевые сплавы						
МА2	170	270	10	27	34	Н
МА8	170	270	10	28	35	Н
МА18	155	185	30	60	88	ВВ

Количественную оценку обрабатываемости можно сделать следующим образом. Представим обрабатываемость в 100-балльной шкале как произведение трех коэффициентов:

$$Q = 100 K_1 K_2 K_3,$$

где $K_1 = \frac{\delta + \psi}{(\delta + \psi)_э} = \frac{\delta + \psi}{100}$ — коэффициент, учитывающий пластичность

металла; $(\delta + \psi)_э$ — эталонная пластичность, принятая за 100 %, что примерно соответствует очень пластичным сплавам (например, для стали 08–93 %, для латуни Л68–125 %, для алюминиевого сплава АД1–115 %);

$$K_2 = \frac{1 - 0,1 \frac{\sigma_b}{\sigma_T}}{1 - 0,1 \left(\frac{\sigma_b}{\sigma_T} \right)_э} = \frac{1 - 0,1 \frac{\sigma_b}{\sigma_T}}{0,9} — коэффициент, учитывающий ин-$$

тенсивность упрочнения металла; чем больше отношение σ_b/σ_T , тем хуже обрабатываемость металла; эталонное значение $(\sigma_b/\sigma_T)_э = 1$.

$$K_3 = \frac{1 - 0,0001(\sigma_b + \sigma_T)}{1 - 0,0001(\sigma_b + \sigma_T)_э} = \frac{1 - 0,0001(\sigma_b + \sigma_T)}{0,985} — коэффициент, оце-$$

нивающий энергоёмкость деформирования по сумме $\sigma_b + \sigma_T$, от чего зависит усилие деформации. За эталонное значение этой суммы $(\sigma_b + \sigma_T)_э = 150$ МПа принято среднее значение для легкодеформируемых сплавов. Например, для сплава АД1 эта сумма равна 110 МПа, для АД31 — 140 МПа, для АМц — 180 МПа.

Шкала оценок в табл. 1.3 выбрана следующим образом:

80–100 — весьма высокая обрабатываемость (вв);

60–80 — высокая (в);

40–60 — удовлетворительная (у);

20–40 — низкая (н);

менее 20 — не обрабатывается ОМД.

Технологические свойства металлов при ОМД оцениваются пластичностью и сопротивлением деформации, определение которых приведено выше. В теории ОМД пластичность оценивается инвариантной (независящей от системы координат) характеристикой — предельной степенью деформации сдвига, которую может выдержать металл

до разрушения Λ_p . Однако в производственных условиях и в теории механических свойств пластичность оценивают относительным удлинением δ или сужением Ψ в %. Установим связь между этими характеристиками.

Степень деформации сдвига при монотонном растяжении цилиндрического образца рассчитывается по формуле [5]:

$$\Lambda = \sqrt{3} \ln \frac{F_0}{F} = \sqrt{3} \ln \frac{L}{L_0}, \quad (1.45)$$

где F_0, L_0 и F, L — соответственно площади поперечного сечения и длины образца до деформации и текущие.

В момент разрушения $F = F_p, L = L_p$ и, учитывая, что $\psi = \frac{F_0 - F_p}{F_0} 100\%$, $\delta = \frac{L_p - L_0}{L_0} 100\%$, а $\frac{F_0}{F_p} = \frac{100}{100 - \psi}$, и $\frac{L_p}{L_0} = \frac{100 + \delta}{100}$, получим из выражения (1.45):

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_\psi \ln \frac{100}{100 - \psi}, \quad (1.46)$$

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_\delta \ln \frac{100 + \delta}{100}, \quad (1.47)$$

где k_ψ, k_δ — коэффициенты немонотонности деформации при образовании шейки соответственно в поперечном и продольном направлениях.

Расчеты с использованием диаграмм пластичности, приведенных в [5], показали, что для большинства сталей можно принять $k_\psi = 1,1 \dots 1,3$; $k_\delta = 3,0 \dots 3,3$. Заметим, что формулы (1.46) и (1.47) пригодны для оценки пластичности при показателе напряженного состояния $\sigma/T = 0,58$, что соответствует одноосному растяжению.

В производственных условиях деформацию заготовки при ОМД оценивают чаще всего коэффициентом вытяжки $\mu = \frac{F_0}{F} = \frac{L}{L_0}$, через ко-

торый можно выразить степень деформации сдвига при удлинении цилиндрической заготовки, используя формулу (1.45):

$$\Lambda = \sqrt{3} k_{\text{нем}} \ln \mu, \quad (1.48)$$

где $k_{\text{нем}}$ — коэффициент немонотонности деформации в зависимости от способа ОМД (максимальный при прессовании, минимальный при волочении и средний при прокатке).

Предельной степени деформации (1.48) можно поставить в соответствие формулу

$$\Lambda_p = \sqrt{3} k_{\text{нем}} \ln \mu_p, \quad (1.49)$$

из которой предельный коэффициент вытяжки до разрушения металла может быть определен так:

$$\mu_p = \exp \left(\frac{\Lambda_p}{\sqrt{3} k_{\text{нем}}} \right). \quad (1.50)$$

Формулу (1.50) можно использовать для определения предельных коэффициентов вытяжки с использованием исследований пластичности металлов и диаграмм пластичности. Так, предположив, что в процессах ОМД имеются опасные зоны растягивающих напряжений с $\sigma/T = 0,58$, определив пластичность металла по формулам (1.46) и (1.47), можно рассчитать предельные коэффициенты вытяжки за один проход.

2. Винтовая прокатка

2.1. Разновидности винтовой прокатки

При винтовой прокатке в общем случае пространственная ориентировка валков определяется углами подачи β и раскатки δ , за счет чего обеспечивается движение заготовки по винтовой линии. Валки состоят из нескольких конических и цилиндрических участков; основные типы валков показаны на рис. 2.1.

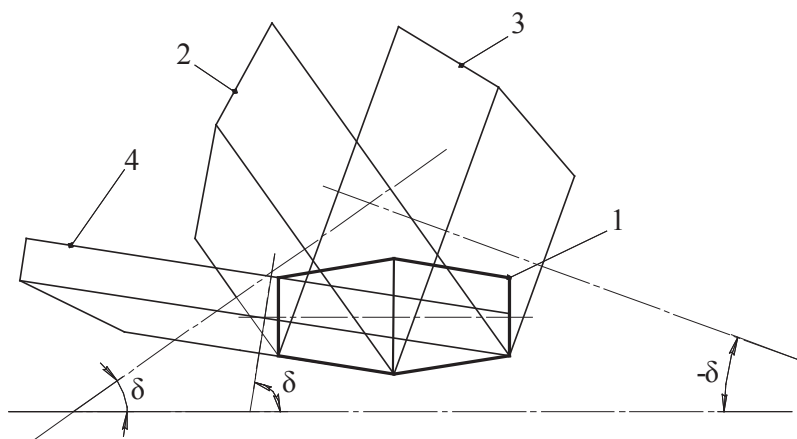


Рис. 2.1. Типы валков, применяемые при винтовой прокатке:
1 — бочковидные, 2 — грибовидные, 3 — чашевидные, 4 — дисковые

Углы ориентировки валков определяют следующим образом.

Угол подачи $\beta = 5...15^\circ$ — угол между проекцией оси валка на горизонтальную плоскость, проходящую через ось прокатки, и осью прокатки.

Угол раскатки $\delta = 17...83^\circ$ — острый угол между проекцией оси валка на вертикальную плоскость, проходящую через ось прокатки, и осью прокатки.

Известны следующие разновидности винтовой прокатки (рис. 2.2):
 — прошивка — получение полой толстостенной гильзы из сплошной заготовки (типы валков: бочковидные (рис. 2.2, *a*), дисковые, грибовидные);

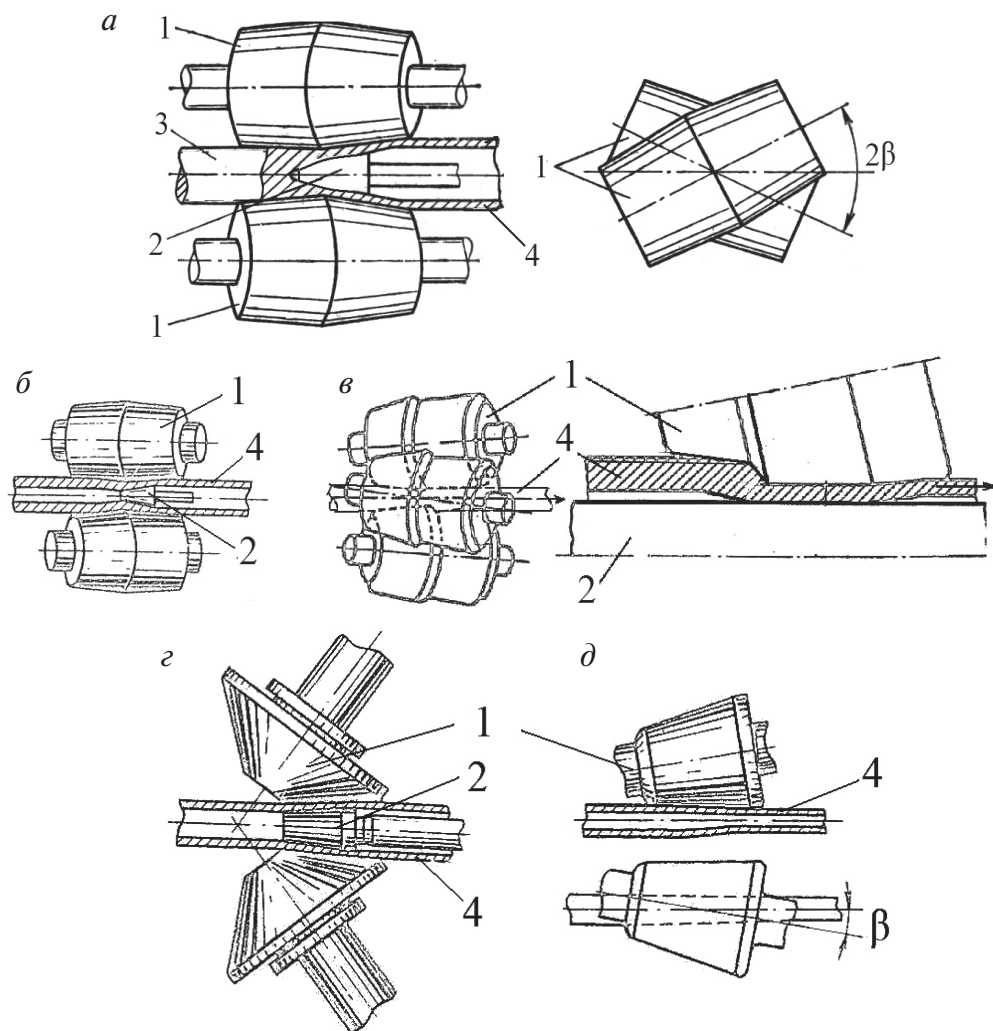


Рис. 2.2. Разновидности винтовой прокатки:

a — прошивка на бочковидных валках; *б* — раскатка в бочковидных валках; *в* — раскатка в грибовидных валках; *г* — обкатка; *д* — безоправочная прокатка;

1 — валки; 2 — оправка; 3 — заготовка; 4 — гильза

- раскатка стенки на оправке в двухвалковом стане с бочковидными валками (см. рис. 2.2, б); в трехвалковом раскатном стане с грибовидными валками (см. рис. 2.2, в); элонгирование на 2-валковом стане с грибовидными валками;
- обкатка с небольшим подъемом наружного диаметра (риллирование) — для устранения поверхностных дефектов после раскатки на автоматическом стане, на 2-валковом стане с грибовидными валками на короткой оправке (см. рис. 2.2, г);
- безоправочная прокатка (редуцирование и калибровка) на 2–3-валковых станах с различной формой валков (см. рис. 2.2, д); редуцирование с обжатием по диаметру до 25 % и калибровка для устранения овальности труб с обжатием по диаметру 2–3 мм.

Бочковидные валки наиболее универсальны, применяются для всего сортамента труб. При прокатке в 2-валковых станах для удержания заготовки по оси прокатки применяется направляющий инструмент: линейки, диски, ролики. При прокатке тонкостенных труб $D/S > 20$ –30 применяются 2 линейки, плотно прилегающие к валкам, чтобы металл не затекал в зазоры. При прокатке толстостенных труб $D/S < 10$ плотного прилегания не требуется из-за высокой жесткости поперечного сечения, и применяют диски или ролики.

Грибовидные и дисковые валки имеют консольное крепление, не выдерживающее больших усилий прокатки, поэтому применяются для прокатки тонкостенных труб с наружным диаметром менее 140 мм.

При прокатке в грибовидных валках обеспечивается более высокая скорость прокатки, так как диаметр валка увеличивается по ходу прокатки (см. рис. 2.1, поз. 2).

Диапазоны углов подачи и раскатки в различных вариантах прокатки приведены в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Параметры ориентировки валков для винтовой прокатки

Форма валков	Кол-во валков	Угол подачи β , град	Угол раскатки δ , град
Бочковидные	2–3	5–15	0
Грибовидные			17–30
Чашевидные			–17–30
Дисковые	2		80–83

2.2. Очаг деформации при винтовой прокатке

В теории винтовой прокатки рассматривают очаг деформации при винтовой прошивке (рис. 2.3) как наиболее общий случай, включающий процессы прошивки, раскатки и безоправочной прокатки. Очаг деформации образован коническими поверхностями валков различных типов (см. рис. 2.1). Параметры очага деформации рассмотрим на примере прошивки в бочковидных валках (рис. 2.3) с направляющими линейками.

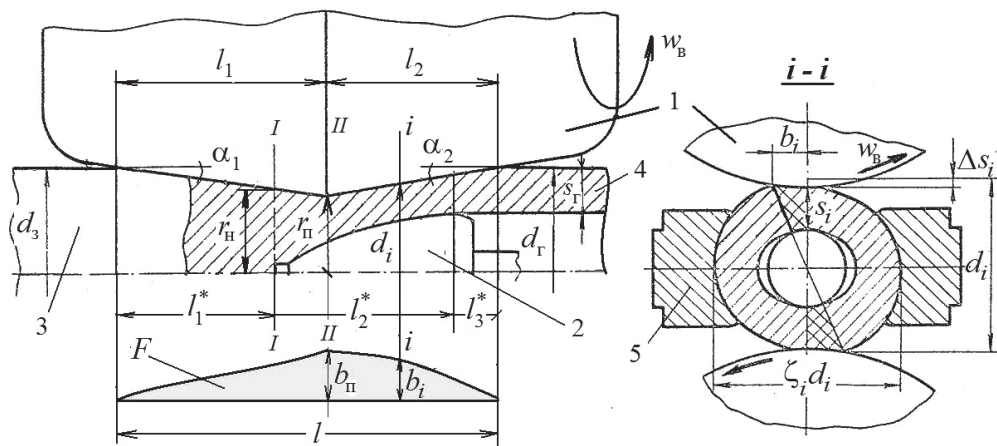


Рис. 2.3. Очаг деформации при винтовой прошивке:

1 — валки; 2 — оправка; 3 — заготовка; 4 — гильза; 5 — направляющие линейки

При прошивке заготовки диаметром d_3 в гильзу размерами $d_\Gamma \times S_\Gamma$ итоговый коэффициент вытяжки рассчитывают по формуле:

$$\mu_\Sigma = \frac{d_3^2}{4s_\Gamma(d_\Gamma - s_\Gamma)} = 1,25 \dots 4,5. \quad (2.1)$$

В продольном сечении очага деформации выделяют следующие характерные поперечные сечения и участки:

- l_1 — длина конуса прошивки;
- l_2 — длина конуса раскатки;
- l_1^* — длина участка прошивки;
- l_2^* — длина участка раскатки на оправке;
- l_3^* — длина участка безоправочной прокатки (редуцирования гильзы);
- $I-I$ — сечение перед носком оправки, где радиус заготовки равен r_n ;

$II-II$ — сечение «перезжима» валков, где радиус гильзы равен r_{Π} ;
 $i-i$ — произвольное сечение.

На рис. 2.3 приняты также следующие обозначения:

$\alpha_1 = 2,5...4^\circ$ — угол конуса прошивки;

$\alpha_2 = \alpha_1 + (1...2)^\circ$ — угол конуса раскатки;

F — площадь горизонтальной проекции контактной поверхности;

b_i — ширина контактной поверхности в i -м сечении;

b_{Π} — ширина контактной поверхности в сечении «перезжима»;

d_i — диаметр гильзы (заготовки) в произвольном сечении;

$\zeta_i = 1,03...1,1$ — коэффициент овализации гильзы, определяемый расстоянием между линейками.

Длина очага деформации без учета перекося валков определяется по формуле:

$$l = l_1 + l_2 = \frac{r_3 - r_{\Pi}}{\operatorname{tg} \alpha_1} + \frac{r_{\Gamma} - r_{\Pi}}{\operatorname{tg} \alpha_2}, \quad (2.2)$$

где r_3 , r_{Π} , r_{Γ} — соответственно радиусы заготовки, исходный и в пережиме валков, и гильзы.

Для расчета площади горизонтальной проекции контактной поверхности F очаг деформации делят на n участков длиной $\Delta l = l/n$, в каждом сечении рассчитывают ширину контактной поверхности b_i и затем суммируют по участкам:

$$F = \sum_{i=1}^n \frac{b_i + b_{i+1}}{2} \Delta l. \quad (2.3)$$

Также можно использовать упрощенную формулу:

$$F = F_1 + F_2 = b_{1cp} l_1 + b_{2cp} l_2, \quad (2.4)$$

где F_1 , b_{1cp} , l_1 , F_2 , b_{2cp} , l_2 — соответственно площади контактной поверхности, средняя ширина и длина контактной поверхности в конусах прошивки и раскатки.

Средняя ширина контактной поверхности в перечисленных зонах может быть приближенно рассчитана по экспериментальным формулам [6]:

$$\begin{aligned} b_{1cp} &= 0,67 b_n; \\ b_{2cp} &= 0,8 b_n, \end{aligned} \quad (2.5)$$

где b_{Π} — ширина контактной поверхности в сечении пережима (см. рис. 2.3).

Расчет ширины контактной поверхности будет приведен ниже.

2.3. Кинематические условия винтовой прокатки

Скоростные (кинематические) условия прокатки зависят от соотношения скоростей металла и валка на контактной поверхности.

Рассмотрим кинематические условия в произвольной точке M контактной поверхности при винтовой прокатке в частном случае, когда угол раскатки δ равен 0 (рис. 2.4). Окружная скорость валка в данном сечении с радиусом R равна:

$$v_B = w_B R, \quad (2.6)$$

где $w_B = \frac{\pi n}{30}$ — угловая скорость валка, 1/с; n — частота вращения валков, об/мин.

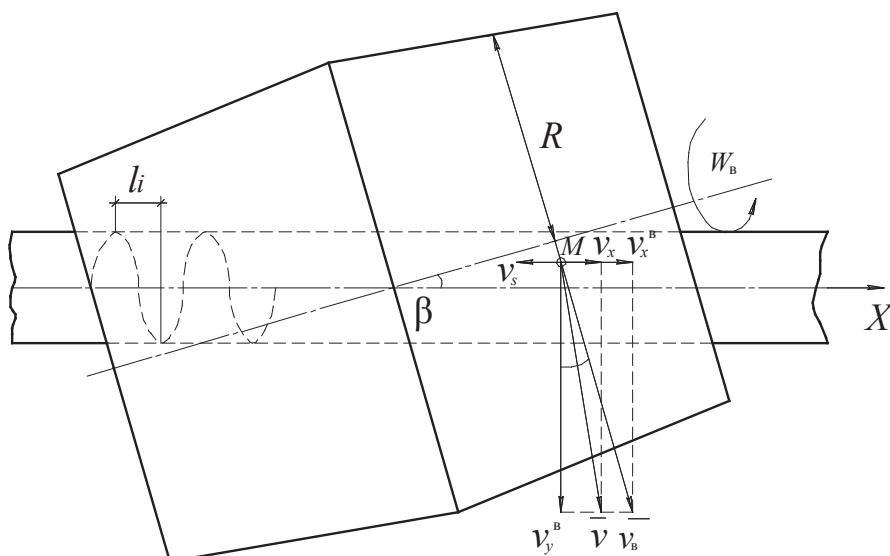


Рис. 2.4. Кинематические условия винтовой прокатки

Вектор окружной скорости валка раскладывают на составляющие вдоль оси прокатки X и перпендикулярной ей оси Y с учетом угла подачи β :

$$\begin{aligned} v_x^B &= v_B \sin \beta, \\ v_y^B &= v_B \cos \beta. \end{aligned} \quad (2.7)$$

При прокатке происходит проскальзывание валка относительно заготовки, которое характеризуют *скоростью скольжения металла относительно валка*:

$$v_s = v - v_b, \quad (2.8)$$

где v — скорость металла (см. рис. 2.4).

Скорость скольжения может быть положительной или отрицательной, то есть направленной вдоль или против направления движения металла. В зависимости от направления v_s контактная поверхность с валком делится на *зоны отставания и опережения*.

В зоне опережения скорость металла больше скорости валка:

$$v > v_b \text{ и } v_s > 0.$$

В зоне отставания скорость валка больше скорости металла:

$$v_b > v \text{ и } v_s < 0.$$

На нейтральной линии скорости валка и металла равны:

$$v = v_b \text{ и } v_s = 0.$$

Скольжение характеризуют также *коэффициентами осевого скольжения*

$$\eta_x = \frac{v_x}{v_b} \quad (2.9)$$

и тангенциального скольжения:

$$\eta_y = \frac{v_y}{v_b}. \quad (2.10)$$

Коэффициенты скольжения определяют экспериментально, при винтовой прошивке обычно $\eta_x = 0,4-0,6$, а $\eta_y = 0,9-1,0$.

При свободной прокатке выполняется *закон постоянства секунд-ных объемов* прокатываемого металла:

$$v_0 \ddot{F}_0 = v_1 \ddot{F}_1, \quad (2.11)$$

где v_0, \ddot{F}_0 и v_1, \ddot{F}_1 — соответственно скорости и площади поперечных сечений заготовки и готовой трубы.

Секундный объем — это объем металла, проходящий через валки в единицу времени. Если размерность скорости — мм/с, а площади — мм², то размерность секундного объема — мм³/с.

2.4. Шаг винтовой линии движения заготовки

Валок, вращаясь со скоростями (см. выражение (2.7)), придает заготовке движение по винтовой линии. Для характеристики этого движения в теории винтовой прокатки используют понятие *шага винтовой линии* или *шага подачи*.

Шаг винтовой линии — это величина осевого продвижения заготовки (прокатываемой трубы) с момента отрыва от одного валка до касания другого валка (см. рис. 2.4):

$$\ell_i = \frac{1}{k_b} v_x \tau_1, \quad (2.12)$$

где k_b — количество валков (2 или 3); v_x — осевая скорость заготовки; τ_1 — время одного оборота заготовки.

Скорость осевого перемещения в произвольном сечении очага деформации определяется с учетом формул (2.9), (2.7) и (2.6):

$$v_x = v_x^b \eta_x = v_b \eta_x \sin \beta = w_b R \eta_x \sin \beta, \quad (2.13)$$

где R — радиус валка в рассматриваемом сечении (см. рис. 2.4).

Используя закон постоянства секундных объемов (2.11), выразим осевую скорость в рассматриваемом сечении через скорость трубы на выходе из очага деформации. С учетом обозначений условие (2.11) запишем в виде:

$$v_x \ddot{F}_i = v_{x1} \ddot{F}_1, \quad (2.14)$$

где v_{x1} — осевая скорость трубы на выходе из очага деформации; F_i и F_1 — соответственно площади поперечных сечений трубы в рассматриваемом сечении и на выходе из очага деформации (гильзы).

Из выражения (2.14) получаем, домножая числитель и знаменатель на F_0 :

$$v_x = v_{x1} \frac{\ddot{F}_1}{\ddot{F}_i} = v_{x1} \frac{\ddot{F}_1 \cdot \ddot{F}_0}{\ddot{F}_i \cdot \ddot{F}_0} = v_{x1} \frac{\ddot{F}_0 / \ddot{F}_i}{\ddot{F}_0 / \ddot{F}_1} = v_{x1} \frac{\mu_i}{\mu_\Sigma}, \quad (2.15)$$

где F_0 — площадь поперечного сечения исходной заготовки; μ_i и μ_Σ — соответственно текущий и конечный коэффициенты вытяжки (см. формулу (2.1)).

Скорость гильзы на выходе выразим по формуле (2.13):

$$v_{x1} = w_b R_1 \eta_x \sin \beta, \quad (2.16)$$

где R_1 — радиус валка в выходном сечении.

Далее выразим время одного оборота τ_1 (на угол 2π) заготовки в данном сечении через угловую скорость заготовки w_3 :

$$\tau_1 = 2\pi / w_3. \quad (2.17)$$

Тангенциальная составляющая скорости заготовки с учетом формул (2.10), (2.7) и (2.6):

$$v_y = v_y^b \eta_y = v_b \eta_y \cos \beta = w_b R \eta_y \cos \beta. \quad (2.18)$$

С другой стороны,

$$v_y = w_3 r_3, \quad (2.19)$$

где r_3 — радиус заготовки в рассматриваемом сечении; w_3 — угловая скорость заготовки.

Из формулы (2.19) с учетом (2.18) получим:

$$w_3 = \frac{w_b R \eta_y \cos \beta}{r_3}. \quad (2.20)$$

Подставив выражение (2.20) в (2.17), получим время оборота

$$\tau_1 = \frac{2\pi r_3}{w_b R \eta_y \cos \beta}. \quad (2.21)$$

Выражение для шага винтовой линии получим, подставив выражения (2.21) и (2.15) с учетом (2.16) в выражение (2.12):

$$\ell_i = \frac{1}{k_b} w_b R_1 \eta_x \sin \beta \frac{\mu_i}{\mu_\Sigma} \frac{2\pi r_3}{w_b R \eta_y \cos \beta}.$$

После сокращений и некоторых преобразований, а также допущении о незначительном изменении радиуса валка ($R_1 = R$) получим окончательно:

$$\ell_i = \frac{2\pi r_3}{k_B} \frac{\eta_x}{\eta_y} \frac{\mu_i}{\mu_\Sigma} \operatorname{tg} \beta. \quad (2.22)$$

Таким образом, шаг подачи непостоянен по длине очага деформации и увеличивается с возрастанием радиуса заготовки, осевого скольжения, текущего коэффициента вытяжки и угла подачи.

2.5. Частное обжатие

Под *частным обжатием* понимается изменение размеров заготовки в процессе прошивки или раскатки при осевом перемещении заготовки на шаг подачи l_i . Частное обжатие производится одним валком.

При перемещении заготовки на шаг винтовой линии производится частное обжатие по радиусу на участке прошивки l_1^* (см. рис. 2.3):

$$\Delta r_i = \ell_i \operatorname{tg} \alpha_1, \quad (2.23)$$

где α_1 — угол конуса прошивки.

На участке раскатки трубчатой заготовки на оправке l_2^* (см. рис. 2.3) рассчитывается частное обжатие толщины стенки (рис. 2.5):

$$\Delta S_i = S_{i-1} - S_i = (r_{i-1} - r_{0(i-1)}) - (r_i - r_{0i}) = (r_{i-1} - r_i) - (r_{0(i-1)} - r_{0i}), \quad (2.24)$$

где S_i , r_i , r_{0i} — соответственно толщина стенки, радиус трубы и радиус оправки в рассматриваемом сечении.

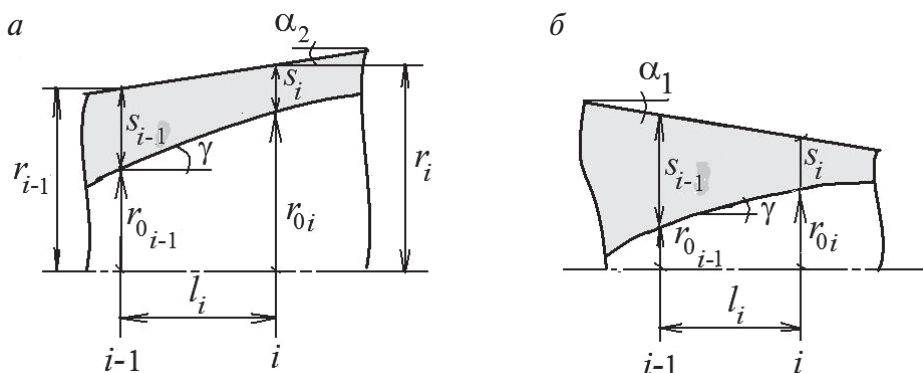


Рис. 2.5. Схемы к расчету частного обжатия на оправке:

a — в конусе раскатки; b — в конусе прошивки

Последние два слагаемых в выражении (2.24) в конусе раскатки (см. рис. 2.5, а) можно выразить через конусность валка и оправки:

$$r_{i-1} - r_i = -\ell_i \operatorname{tg} \alpha_2, \quad (2.25)$$

$$r_{0(i-1)} - r_{0i} = -\ell_i \operatorname{tg} \gamma, \quad (2.26)$$

где α_2 и γ — соответственно углы конусности валка и оправки.

С учетом последних выражений (2.25) и (2.26) частное обжатие толщины стенки в конусе раскатки выразится следующим образом:

$$\Delta S_i = \ell_i (\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg} \alpha_2). \quad (2.27)$$

Частное обжатие толщины стенки в конусе прошивки (см. рис. 2.5, б) определяется также по формуле (2.24), только, в связи с уменьшением радиуса заготовки, выражение (2.25) запишется так:

$$r_{i-1} - r_i = \ell_i \operatorname{tg} \alpha_1. \quad (2.28)$$

Окончательно, подставляя выражение (2.28) и (2.26) в (2.24), получим для конуса прошивки:

$$\Delta S_i = \ell_i (\operatorname{tg} \gamma + \operatorname{tg} \alpha_1). \quad (2.29)$$

2.6. Расчет ширины контактной поверхности

Рассмотрим два соседних поперечных сечения i и $i-1$, находящихся в конусе прошивки и отстоящих друг от друга на шаг подачи (см. рис. 2.6). Здесь a — точка отрыва заготовки от верхнего валка, b — точка касания нижнего валка.

В i -м сечении радиусы валка и заготовки равны соответственно R_i и r_i , в сечении $i-1$ — соответственно R_{i-1} и r_{i-1} . Частное обжатие в i -м сечении определяется по формуле (2.23). Ширина контактной поверхности при этом обжатии определится из Δobc (см. рис. 2.6):

$$\begin{aligned} b_i &= \sqrt{r_{i-1}^2 - r_i^2} = \sqrt{(r_i + \Delta r_i)^2 - r_i^2} = \sqrt{r_i^2 + 2r_i \Delta r_i + \Delta r_i^2 - r_i^2} = \\ &= \sqrt{2r_i \Delta r_i + \Delta r_i^2}. \end{aligned} \quad (2.30)$$

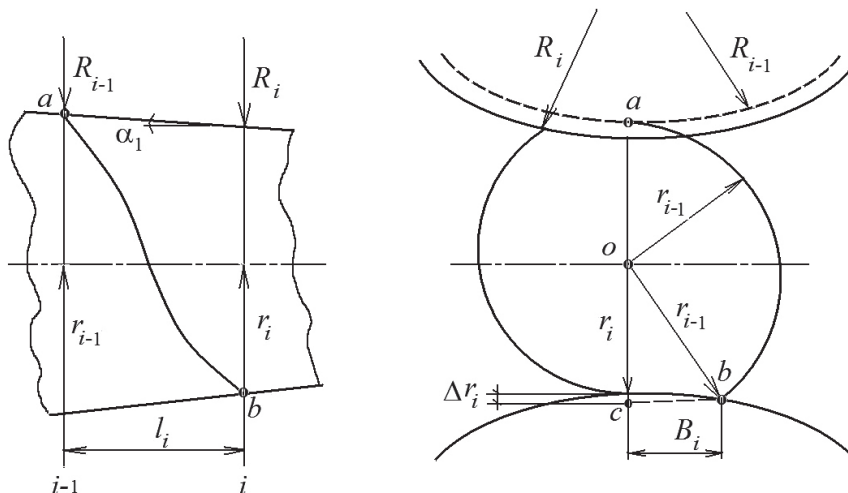


Рис. 2.6. Схема к расчету ширины контактной поверхности

Сравнение с опытными данными показывает, что формула (2.30) дает заниженные значения, так как не учитывает овализацию заготовки и гильзы, особенно в конусе раскатки, поэтому вводится поправочный коэффициент:

$$b_i = k_\phi \sqrt{2r_i \Delta r_i + \Delta r_i^2}, \quad (2.31)$$

где $k_\phi = 1,5 \dots 2,5$ — коэффициент формы контактной поверхности; r_i — радиус заготовки в рассматриваемом сечении; Δr_i — частное обжатие (см. формулу (2.23)).

2.7. Условия устойчивости

Рассматриваются условия первичного, вторичного захвата и условие прошивки без вскрытия осевой полости во избежание образования плен.

Процесс прокатки включает установившийся и неуставившийся периоды. В неуставившемся периоде происходит захват заготовки валками.

Условия, при которых обеспечивается продвижение заготовки вдоль оси прокатки и ее вращение, называются условиями *первичного*

захвата. В общем виде условие осевого продвижения заготовки под одним валком во всех случаях прокатки имеет вид:

$$Q + T_x \geq P_x, \quad (2.32)$$

где Q — дополнительная вталкивающая сила, приходящаяся на один валок; T_x — проекция силы трения на контактной поверхности с валком на ось прокатки; P_x — проекция нормальной силы со стороны вала на ось прокатки.

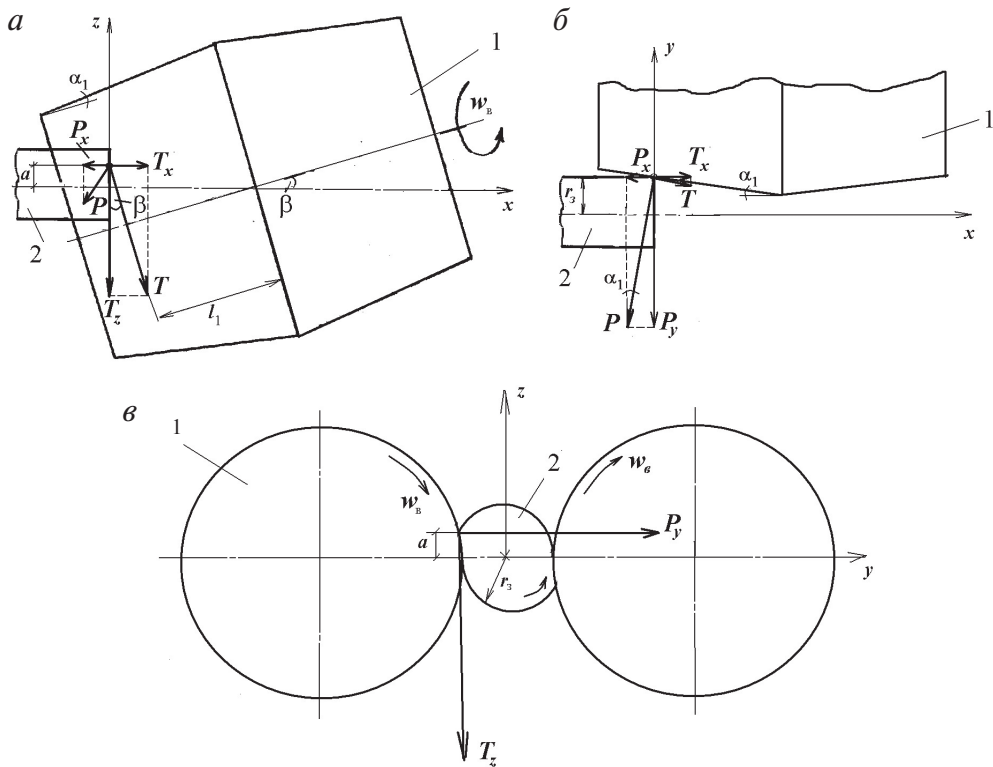


Рис. 2.7. Схема первичного захвата при винтовой прокатке:

1 — валки; 2 — заготовка

Рассмотрим силы, действующие на заготовку в момент захвата (см. рис. 2.7). Проекция силы трения T , имеющей пространственную ориентировку, на ось прокатки равна (см. рис. 2.7, а, б):

$$T_x = T \sin \beta \cos \alpha_1.$$

Учитывая малость угла α_1 , допускают $\cos\alpha_1 \approx 1$ и последнее выражение упрощают:

$$T_x = T \sin\beta. \quad (2.33)$$

Проекция нормальной силы, действующей на заготовку со стороны валка P и препятствующей ее продвижению, определяется из рис. 2.7, а, б:

$$P_x = P \sin\alpha_1 \cos\beta.$$

Влиянием перекоса валков на угол $\beta < 20^\circ$ обычно пренебрегают и считают, что

$$P_x = P \sin\alpha_1. \quad (2.34)$$

Запишем условие первичного захвата (2.32) без вталкивающей силы с учетом выражений (2.33) и (2.34):

$$T \sin\beta \geq P \sin\alpha_1.$$

Применяя закон Кулона

$$T = fP, \quad (2.35)$$

где $f \approx 0,3$ — коэффициент трения. Проводя сокращения, получим:

$$f \geq \frac{\sin\alpha_1}{\sin\beta}. \quad (2.36)$$

Из формулы (2.36) видно, что осевое продвижение заготовки при захвате облегчается при уменьшении угла конуса прошивки α_1 и увеличении угла подачи β .

Далее рассмотрим *условие вращения заготовки* при захвате. Вращение возможно при следующем соотношении моментов проекций сил относительно оси заготовки (см. рис. 2.7, в):

$$M_{T_z} \geq M_{P_y}. \quad (2.37)$$

Проекцию силы T на ось z определим из рис. 2.7, а:

$$T_z = T \cos\beta. \quad (2.38)$$

Проекцию силы P на ось y определим из рис. 2.7, б:

$$P_y = P \cos\alpha_1. \quad (2.39)$$

Подставляя выражения (2.38) и (2.39) в (2.37) и учитывая, что плечо проекции силы T_z равно радиусу заготовки r_3 , а плечо силы P_y равно расстоянию точки приложения силы от оси прокатки a , получаем:

$$T \cos \beta \cdot r_3 \geq P \cos \alpha_1 \cdot a.$$

Применяя к последнему выражению закон Кулона (2.35) и учитывая, что $a = l_1 \sin \beta$ [6], и проводя сокращения, получим:

$$f \geq \frac{l_1}{r_3} \cos \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \beta, \quad (2.40)$$

где l_1 — длина конуса прошивки (см. рис. 2.7, а).

При прошивке и прокатке на оправке должен быть выполнен *вторичный захват* заготовки, то есть ее осевое продвижение при встрече заготовки с оправкой (рис. 2.8).

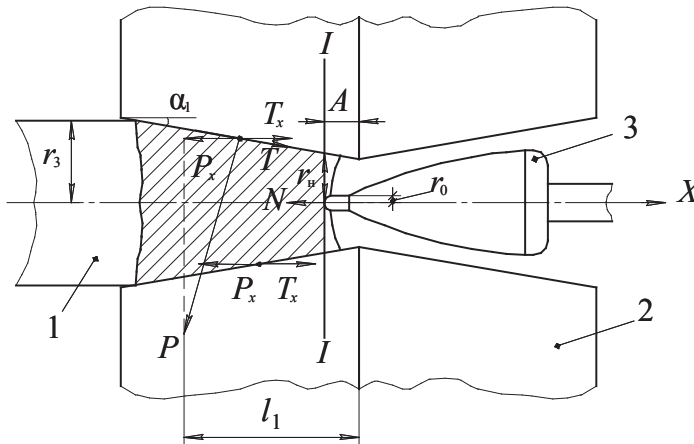


Рис. 2.8. Схема вторичного захвата при винтовой прошивке:

1 — заготовка; 2 — валок; 3 — оправка

Условие вторичного захвата в общем виде записывается так:

$$Q + k_b T_x \geq k_b P_x + N_0, \quad (2.41)$$

где Q — дополнительная вталкивающая сила; k_b — количество валков; T_x — горизонтальная проекция сил трения на контактной поверхности с валком; P_x — горизонтальная проекция силы нормального давления со стороны валка; N_0 — сила сопротивления со стороны оправки; $I-I$ — поперечное сечение заготовки у носка оправки.

Рассмотрим условие (2.41) без вталкивающей силы:

$$k_B(T_x - P_x) \geq N_0. \quad (2.42)$$

Запишем проекции сил без учета перекоса валков на угол подачи β (см. рис. 2.8):

$$T_x = T \cos \alpha_1; \quad (2.43)$$

$$P_x = P \sin \alpha_1. \quad (2.44)$$

Применяя закон Кулона (2.35) и подставляя выражения (2.43) и (2.44) в (2.42) и проводя сокращения, получим:

$$k_B P (f \cos \alpha_1 - \sin \alpha_1) \geq N_0. \quad (2.45)$$

Рассмотрим составляющие формулы (2.45). Как будет показано ниже, нормальная сила P в конусе прошивки рассчитывается так:

$$P = p F_1 = p b_{1cp} l_1, \quad (2.46)$$

где F_1 — площадь контактной поверхности в конусе прошивки; p , b_{1cp} — соответственно среднее нормальное давление и средняя ширина контактной поверхности в конусе прошивки; l_1 — длина конуса прошивки.

Выразим далее длину конуса прошивки через относительное обжатие перед носком оправки

$$\varepsilon_H = \frac{r_3 - r_H}{r_3}, \quad (2.47)$$

где r_3 и r_H — соответственно радиусы исходной заготовки и заготовки в сечении перед носком оправки (см. рис. 2.8), или

$$r_3 - r_H = r_3 \varepsilon_H. \quad (2.48)$$

Учтем, что (см. рис. 2.8)

$$l_1 = \frac{r_3 - r_H}{\operatorname{tg} \alpha_1} + A, \quad (2.49)$$

где A — выдвижение оправки за сечение пережима.

Подставив выражение (2.48) в (2.49), получим:

$$l_1 = \frac{r_3 \varepsilon_H}{\operatorname{tg} \alpha_1} + A. \quad (2.50)$$

Далее выразим силу сопротивления оправки:

$$N_0 = p_0 F_0 = \pi p_0 r_0^2, \quad (2.51)$$

где p_0 — давление на носок оправки; r_0 — радиус носка оправки.

После подстановки выражений (2.46), (2.49), (2.51) в (2.45) и некоторых преобразований условие вторичного захвата сводится к виду:

$$\varepsilon_H \geq \varepsilon_H^{\min}, \quad (2.52)$$

где ε_H^{\min} — минимально допустимое обжатие перед носком оправки,

$$\varepsilon_H^{\min} = \frac{\pi p_0 r_0^2 \operatorname{tg} \alpha_1}{k_B p (f \cos \alpha_1 - \sin \alpha_1) b_{\text{лсп}} r_3} - \frac{A \operatorname{tg} \alpha_1}{r_3}. \quad (2.53)$$

Обычно прошивку ведут при $\varepsilon_H = 5\text{--}15\%$ в зависимости от марки стали (большие значения используют при прокатке углеродистых марок сталей).

При винтовой прошивке к условиям устойчивости относят еще условие прошивки без вскрытия осевой полости перед носком оправки.

В теории винтовой прошивки используют понятие *критического обжатия* в сечении I—I перед носком оправки $\varepsilon_H^{\text{кр}}$ (см. рис. 2.8), при котором происходит вскрытие осевой полости на оси заготовки в процессе прошивки. Осевая зона разрыхляется под воздействием растягивающих напряжений. Основное условие правильного ведения процесса прошивки — деформирование заготовки с обжатиями меньше критических, то есть без вскрытия полости перед носком оправки:

$$\varepsilon_H < \varepsilon_H^{\text{кр}}. \quad (2.54)$$

Прошивка с нарушением условия (2.54) приводит к образованию плен на внутренней поверхности. Величина критического обжатия определяется при проведении специальных опытов на прошиваемость и составляет в зависимости от пластичности стали 6–16 %.

Таким образом, процесс прошивки протекает устойчиво, если относительное обжатие перед носком оправки находится в диапазоне:

$$\varepsilon_H^{\min} \leq \varepsilon_H < \varepsilon_H^{\text{кр}}. \quad (2.55)$$

При безоправочной прокатке (редуцировании) к условиям устойчивости относится также *условие устойчивости поперечного сечения трубы*. Потеря устойчивости выражается в образовании ужимов.

2.8. Энергосиловые параметры

При винтовой прокатке в общем случае на валок действуют вертикальная и горизонтальная силы (рис. 2.9):

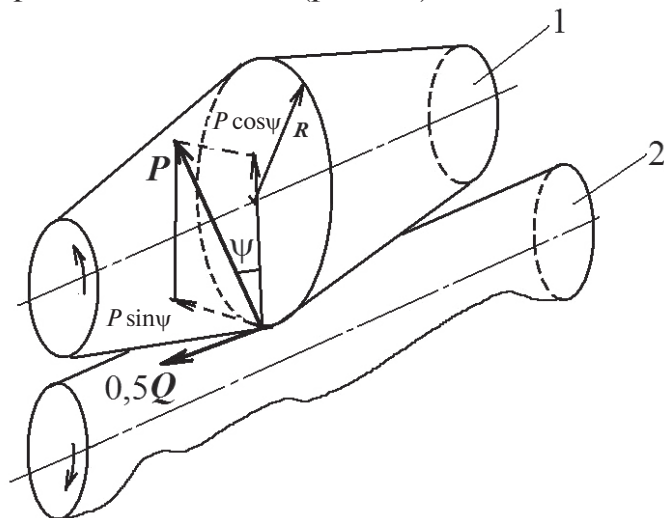


Рис. 2.9. Силы, действующие на валок при двухвалковой схеме:

1 — валок; 2 — труба

- 1) равнодействующая нормальных сил P , приложенная к середине вала и к середине очага деформации в пережиме валков;
- 2) осевая сила сопротивления со стороны оправки N_0 и сила сопротивления со стороны линеек Q_L (или другого направляющего инструмента при его наличии): $Q = N_0 + Q_L$.

Вертикальная сила, действующая на валок при прошивке, складывается из двух составляющих в зонах прошивки и раскатки:

$$P = P_1 + P_2 = p_1 F_1 + p_2 F_2, \quad (2.56)$$

где p_1 , F_1 и p_2 , F_2 — соответственно средние давления и площадь горизонтальной проекции в зонах прошивки и раскатки; F_1 и F_2 находятся по формулам (2.4) и (2.5).

Среднее давление в конусе прошивки рекомендуется рассчитывать по формуле [7]

$$p_1 = \sigma_s \left(1,8 - \frac{b_{\Pi}}{2r_{\Pi}} \right) (1 - 2,7\varepsilon_{\Pi}^2), \quad (2.57)$$

где σ_s — сопротивление деформации с учетом упрочнения; b_{Π} — ширина контактной поверхности в сечении пережима (см. рис. 2.3); r_{Π} — радиус заготовки в сечении пережима; $\varepsilon_{\Pi} = \frac{r_3 - r_{\Pi}}{r_3}$ — относительное

обжатие заготовки в сечении пережима.

Ширина контактной поверхности в сечении пережима находится по формуле (2.31) для сечения пережима:

$$b_{\Pi} = k_{\phi} \sqrt{2r_{\Pi} \Delta r_{\Pi} + \Delta r_{\Pi}^2}, \quad (2.58)$$

где Δr_{Π} — частное обжатие в сечении пережима (2.23):

$$\Delta r_{\Pi} = \ell_{\Pi} \operatorname{tg} \alpha_1, \quad (2.59)$$

где ℓ_{Π} — шаг винтовой линии в сечении пережима (2.22):

$$\ell_{\Pi} = \frac{2\pi r_3}{k_b} \frac{\eta_x}{\eta_y} \frac{\mu_{\Pi}}{\mu_{\Sigma}} \operatorname{tg} \beta, \quad (2.60)$$

где μ_{Π} — коэффициент вытяжки в сечении пережима.

Среднее давление в конусе раскатки можно оценивать как [7]

$$p_2 = 0,75 p_1. \quad (2.61)$$

Осевую силу Q , действующую на валок (см. рис. 2.9), рекомендуется оценивать долей от вертикальной силы P . Например, при прошивке осевую силу можно оценить следующим образом [8]:

при диаметре заготовки $d_3 < 200$ мм

$$Q = (0,20 \dots 0,35) P; \quad (2.62)$$

при $d_3 > 200$ мм

$$Q = (0,30 \dots 0,45) P. \quad (2.63)$$

Момент прокатки. Для вращения валка необходимо преодолеть момент сил, действующих на валок: нормальной силы P на контактной поверхности с металлом и осевой силы сопротивления со стороны оправки и направляющего инструмента $0,5 Q$ (на один валок) (см. рис. 2.9).

Сила P , препятствующая вращению валка, имеет пространственную ориентировку и составляет с вертикальной осью угол ψ (см. рис. 2.9), причем

$$\sin \psi = \frac{b}{d},$$

где можно принять ширину контактной поверхности $b = b_{\Pi}$; диаметр заготовки $d = d_{\Pi}$ (в сечении пережима), так как равнодействующая P приложена к середине валка в сечении пережима.

Сила P раскладывается на горизонтальную составляющую $P \sin \psi$ и вертикальную $P \cos \psi$ (см. рис. 2.9). Так как валки имеют перекося на угол подачи β , то сила, препятствующая вращению валка в горизонтальной плоскости, будет $P \sin \psi \cdot \cos \beta$ с плечом R (радиус валка в сечении пережима). Плечо вертикальной проекции силы равно половине ширины контактной поверхности $b/2$. Таким образом, момент силы P равен:

$$M_P = P \sin \psi \cos \beta \cdot R + P \cos \psi \cdot \frac{b}{2}.$$

В случае применения грибовидных валков последнее слагаемое умножается на $\cos \delta$, где δ — угол раскатки (см. рис. 2.1).

Вторая сила, препятствующая вращению валка, — осевая сила сопротивления со стороны оправки и направляющего инструмента $0,5Q$ (см. рис. 2.9). При двухвалковой схеме прокатки и перекося валков на угол β момент от этой силы равен:

$$M_N = \frac{1}{2} Q \sin \beta \cdot R.$$

Таким образом, суммарный момент на валке при винтовой прокатке равен:

$$M = P \left(\sin \psi \cos \beta \cdot R + \cos \psi \cdot \frac{b}{2} \right) + \frac{1}{2} Q \sin \beta \cdot R,$$

где R — радиус валка в сечении пережима.

Для расчета момента прокатки можно также использовать приближенную формулу [8]:

$$M = \frac{1}{2} P b_{\Pi} \left(1 + \frac{D}{d_{\Pi}} \right), \quad (2.64)$$

где D, d_{Π} — диаметры валка и трубы в сечении пережима.

Мощность прокатки рассчитывается для выбора электродвигателя прокатного стана в зависимости от количества приводных валков по формуле:

$$N = k_B M w_B, \quad (2.65)$$

где k_B — количество валков стана; M — момент на одном валке; w_B — угловая скорость валка (см. формулу (2.6)).

Пример расчета энергосиловых параметров. Исходные данные: диаметр валков в пережиме $D = 900$ мм; частота вращения валков $n = 100$ об/мин; угол подачи $\beta = 10^\circ$; углы конусов прошивки и раскатки $\alpha_1 = 3$ и $\alpha_2 = 4^\circ$. Диаметр заготовки $d_3 = 120$ мм, радиус заготовки $r_3 = 60$ мм; диаметр гильзы $d_\Gamma = 124$ мм; толщина стенки гильзы $S_\Gamma = 15$ мм; диаметр в сечении пережима $d_\Pi = 100$ мм; толщина стенки в сечении пережима $S_\Pi = 30$ мм. Коэффициенты скольжения $\eta_x = 0,6$, $\eta_y = 1,0$. Температура прокатки $T = 1150$ °С. Материал заготовки — сталь 45.

Требуется определить силы, момент и мощность прокатки.

Рассчитаем коэффициенты вытяжки, общий и в сечении пережима по формуле (2.1):

$$\mu_\Sigma = \frac{d_3^2}{4s_\Gamma(d_\Gamma - s_\Gamma)} = \frac{120^2}{4 \cdot 15(124 - 15)} = 2,2;$$

$$\mu_\Pi = \frac{d_3^2}{4s_\Pi(d_\Pi - s_\Pi)} = \frac{120^2}{4 \cdot 30(100 - 30)} = 1,7.$$

Определим шаг винтовой линии в сечении пережима по формуле (2.60):

$$\ell_\Pi = \frac{2\pi r_3}{k_B} \frac{\eta_x}{\eta_y} \frac{\mu_\Pi}{\mu_\Sigma} \operatorname{tg} \beta = \frac{2\pi \cdot 60}{2} \cdot \frac{0,6}{1} \cdot \frac{1,7}{2,2} = 15,3 \text{ мм.}$$

Частное обжатие в сечении пережима определяем по формуле (2.59):

$$\Delta r_\Pi = \ell_\Pi \operatorname{tg} \alpha_1 = 15,3 \cdot \operatorname{tg} 3^\circ = 0,8 \text{ мм.}$$

Ширина контактной поверхности в сечении пережима определяется по формуле (2.31):

$$b_\Pi = k_\Phi \sqrt{2r_\Pi \Delta r_\Pi + \Delta r_\Pi^2} = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot 50 \cdot 0,8 + 0,8^2} = 18 \text{ мм.}$$

Относительное частное обжатие в сечении пережима:

$$\varepsilon_{\Pi} = \Delta r_{\Pi} / r_{\Pi} = 0,8 / 50 = 0,016.$$

Время обжатия определяем как время прохождения металлом контактной поверхности шириной b_{Π} , принимая скорость металла примерно равной скорости валка:

$$v = \frac{\pi n D}{60} = \frac{\pi \cdot 100 \cdot 900}{60} = 4710 \text{ мм/с.}$$

$$\text{Время обжатия } t = b_{\Pi} / v = 18 / 4710 = 0,0038 \text{ с.}$$

Степень деформации сдвига, накопленная в сечении пережима, может быть приближенно рассчитана по формуле (1.48):

$$\Lambda = 2k_{\text{нем}} \ln \mu_{\Pi} = 2 \cdot 2 \cdot \ln 1,7 = 2,12,$$

где $k_{\text{нем}} = 1,5 \dots 2$ — коэффициент немонотонности деформации.

Скорость относительного частного обжатия

$$\xi = \varepsilon_{\Pi} / t = 0,016 / 0,0038 = 4,2 \text{ 1/с.}$$

Тогда интенсивность скоростей деформаций сдвига можно приближенно вычислить как $H = \sqrt{3} \cdot \xi = \sqrt{3} \cdot 4,2 = 7,3 \text{ 1/с.}$

Далее рассчитаем сопротивление деформации по формуле (1.25) для стали 45:

$$\sigma_s = a_1 \Lambda^{a_2} H^{a_3} \left(\frac{T}{1000} \right)^{a_4} = 79,48 \cdot 2,12^{0,173} \cdot 7,3^{0,143} \left(\frac{1150}{1000} \right)^{-3,05} = 79,5 \text{ МПа.}$$

Здесь $a_1 \dots a_4$ — эмпирические коэффициенты, определяемые по табл. 1.1 для различных марок сталей; Λ — степень деформации сдвига; H — интенсивность скоростей деформации сдвига; T — температура прошивки, °С.

Давление металла на валок в конусе прошивки определим по формуле (2.57):

$$\begin{aligned} p_1 &= \sigma_s \left(1,8 - \frac{b_{\Pi}}{2r_{\Pi}} \right) (1 - 2,7 \bar{\varepsilon}_{\Pi}^2) = \\ &= 79,8 \left(1,8 - \frac{18}{2 \cdot 50} \right) (1 - 2,7 \cdot 0,17^2) = 119 \text{ МПа.} \end{aligned}$$

Здесь относительное обжатие по диаметру в сечении пережима

$$\bar{\varepsilon}_{\Pi} = \frac{d_3 - d_{\Pi}}{d_3} = \frac{120 - 100}{120} = 0,17.$$

Давление в конусе раскатки с учетом выражения (2.61):

$$p_2 = 0,75 p_1 = 0,75 \cdot 119 = 89,3 \text{ МПа.}$$

Ширина контактной поверхности в зонах прошивки и раскатки находится по формуле (2.5):

$$b_{1cp} = 0,67 b_{\Pi} = 0,67 \cdot 18 = 12 \text{ мм;}$$

$$b_{2cp} = 0,8 b_{\Pi} = 0,8 \cdot 18 = 14,4 \text{ мм.}$$

Для вычисления площадей контактной поверхности в зонах прошивки и раскатки определим их длину (см. рис. 2.3) по формуле (2.2):

$$l_1 = \frac{r_3 - r_{\Pi}}{\operatorname{tg} \alpha_1} = \frac{120 - 100}{\operatorname{tg} 3^\circ} = 385 \text{ мм;}$$

$$l_2 = \frac{r_{\Gamma} - r_{\Pi}}{\operatorname{tg} \alpha_2} = \frac{124 - 100}{\operatorname{tg} 4^\circ} = 343 \text{ мм.}$$

Полная площадь контактной поверхности включает зоны прошивки и раскатки и определяется по формуле (2.4):

$$F = F_1 + F_2 = b_{1cp} l_1 + b_{2cp} l_2 = 12 \cdot 385 + 14,4 \cdot 343 = 4620 + 4940 = 95600 \text{ мм}^2.$$

Вертикальная составляющая усилия металла на валок (см. формулу (2.56)):

$$P = P_1 + P_2 = p_1 F_1 + p_2 F_2 = 119 \cdot 4620 + 89,3 \cdot 4940 = 991 \text{ кН.}$$

Момент прокатки, равный крутящему моменту, необходимому для вращения валков, находим по формуле (2.64):

$$M = \frac{1}{2} P b_{\Pi} \left(1 + \frac{D}{d_{\Pi}} \right) = \frac{1}{2} \cdot 991 \cdot 0,018 \cdot \left(1 + \frac{900}{100} \right) = 89,2 \text{ кН} \cdot \text{м.}$$

Для расчета мощности прокатки по формуле (2.65) определим угловую скорость вращения валков $w_{\text{в}} = \pi n / 30 = \pi \cdot 100 / 30 = 10,5 \text{ с}^{-1}$.

Подставив значения в формулу (2.65), получим:

$$N = k_{\text{в}} M w_{\text{в}} = 2 \cdot 89,2 \cdot \frac{\pi \cdot 100}{30} = 1867 \text{ кВт.}$$

3. Продольная прокатка труб

3.1. Классификация способов продольной прокатки труб

Прокаткой называется способ деформации заготовки во вращающихся валках. Если ось вращения валков перпендикулярна оси заготовки, то прокатка называется продольной. Продольной прокаткой получают различные длинномерные изделия: проволоку, ленту, сортовой прокат, в том числе и трубы.

Известны следующие станы горячей продольной прокатки труб.

Автоматический стан (АС) — одноклетевой двухвалковый раскатной стан на короткой удерживаемой оправке.

Непрерывный стан (НС) — многоклетевой (3–9 клеток) раскатной стан на длинной подвижной или удерживаемой оправке.

Пилигримовый стан (ПС) — одноклетевой двухвалковый раскатной стан на длинной удерживаемой оправке. Относится к станам периодического действия.

Реечный стан (РС) — многоклетевой (до 25 роликовых обойм) раскатной стан на длинной подвижной оправке.

Редукционно-калибровочные станы — многоклетевые (3–24 клетки) безоправочные станы для обжатия по наружному диаметру и калибровки.

Горячедеформированные трубы получают на трубопрокатных агрегатах (ТПА), в состав которых входят прошивные, раскатные и редукционно-калибровочные станы. Название ТПА дается по типу раскатного стана: ТПА с НС, ТПА с АС и др.

Способы продольной прокатки труб можно классифицировать по следующим признакам.

1. По назначению:

- для раскатки с целью утонения стенки (АС, НС, ПС);

- для редуцирования (уменьшения диаметра);
 - для калибровки с целью повышения точности труб.
2. По наличию оправки:
 - оправочная прокатка (используются длинные и короткие оправки);
 - безоправочная.
 3. По количеству клетей стана:
 - одноклетьева прокатка;
 - многоклетьева.
 4. По количеству валков в клетке: двух-, трех-, четырехвалковая.
 5. По температуре металла при прокатке: горячая, холодная.
 6. По состоянию концов трубы:
 - свободная;
 - непрерывная.
 7. По кратности обжатия каждого поперечного сечения: периодическая (многократно) и стационарная (один раз).

3.2. Валки и калибры для продольной прокатки труб

Для продольной прокатки труб применяют ручьевые валки (см. рис. 3.1). Вырез, соответствующий форме готовой трубы, называется ручьем. Ручьи валков образуют калибр.

Основные размеры валков:

D_i — начальный (идеальный) диаметр валка — расстояние между осями вращения валков либо между центрами калибров;

D_6 — диаметр валка по ребордам (по бочке):

$$D_6 = D_i - \Delta_2, \quad (3.1)$$

где Δ_2 — зазор между реборами валков.

D_k — катающий диаметр валка — диаметр в сечении, где скорости металла и валка совпадают;

D_b — диаметр валка по вершине калибра (минимальный);

L_6 — длина (ширина) валка по бочке;

B_6 — ширина реборды.

Глубина нарезки ручья оценивается коэффициентом вреза:

$$q = \frac{h}{D_i}. \quad (3.2)$$

Необходимые условия прокатки обеспечиваются за счет калибровки валков. Чаще всего применяются круглые с выпусками и овальные калибры (см. рис. 3.2). Выпуски калибра применяются для улучшения условий захвата и создания определенной свободы течению металла во избежание образования лампасов (затеканию металла в зазоры между ребрами валков).

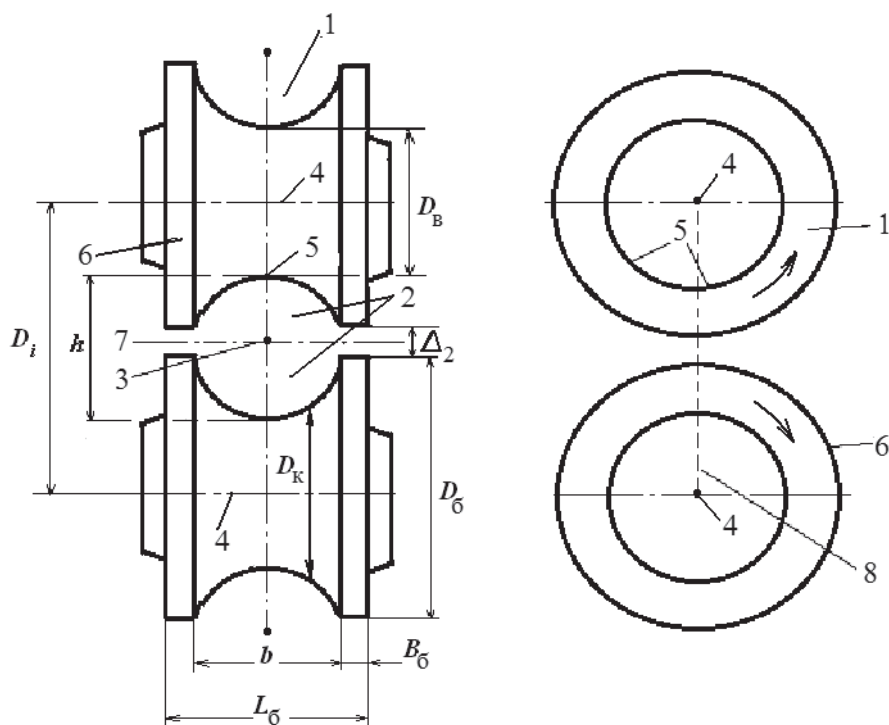


Рис. 3.1. Ручьевые валки:

1 — ручей; 2 — калибр; 3 — центр калибра; 4 — оси вращения валков; 5 — вершина калибра;
6 — ребра (бурты); 7 — линия разреза калибра; 8 — линия центров валков

Форму калибра характеризуют следующими параметрами (см. рис. 3.2):

r — радиус калибра, которым очерчена круглая его часть в области вершины;

h — высота калибра;
 b — ширина калибра;

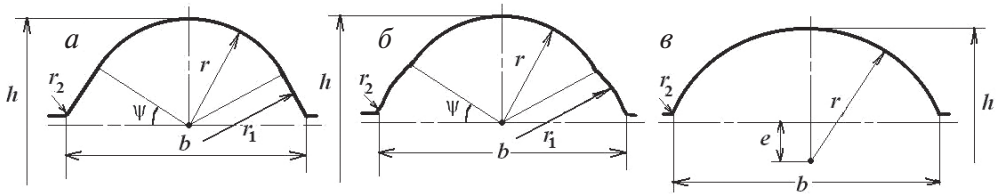


Рис. 3.2. Калибры для продольной прокатки труб:

a — круглые с прямыми выпусками; b — то же со скругленными выпусками; v — овальные

ψ — угол выпуска;
 r_1 — радиус, которым очерчен выпуск калибра;
 e — эксцентриситет калибра;
 r_2 — радиус закругления калибра.
 Коэффициент овализации калибра

$$\xi = b/h > 1; \quad (3.3)$$

развалка калибра

$$\Delta b = b - h;$$

средний диаметр калибра

$$d = \frac{1}{2}(b + h). \quad (3.4)$$

Диаметры валка связаны формулой:

$$D_b = D_i - h. \quad (3.5)$$

Для круглого калибра с прямыми выпусками (рис. 3.2, a) справедливы соотношения:

$$e = 0; r_1 = \infty; r = h/2; b = h/\cos \psi.$$

Для круглого калибра со скругленными выпусками (рис. 3.2, b) —

$$e = 0; r_1 \neq \infty; r = h/2.$$

Для овального калибра и двухвалковой схемы прокатки (рис. 3.2, v) —

$$e \neq 0; \psi = 0;$$

$$r = h/2 + e; \quad (3.6)$$

$$h = \frac{2d}{1 + \xi}; \quad (3.7)$$

$$e = \frac{b^2 - h^2}{4h}, \quad (3.8)$$

где средний диаметр калибра d определяется по формуле (3.4), а коэффициент овализации ξ — по формуле (3.3).

Для улучшения условий прокатки применяют также калибры более сложной формы: круглые с параболическими выпусками, многогранные (до 12 граней), стрельчатые, эллипсовидные и др. [9].

Применяют двух-, трех- и четырехвалковые схемы прокатки.

3.3. Геометрические характеристики очага деформации

3.3.1. Характеристики в продольном сечении

Простейший случай продольной прокатки — безоправочная прокатка на редуционном или калибровочном стане (см. рис. 3.3).

Угол захвата α_0 и длина геометрического очага деформации ℓ_0 определяются одинаково для всех способов прокатки из $\triangle OAB$:

$$\alpha_0 = \arccos \frac{R_B - \frac{\Delta d}{2}}{R_B} = \arccos \left(1 - \frac{\Delta d}{D_B} \right); \quad (3.9)$$

$$\ell_0 = \sqrt{R_B^2 - \left(R_B - \frac{\Delta d}{2} \right)^2} = \sqrt{R_B^2 - R_B^2 + R_B \Delta d - \frac{\Delta d^2}{4}} = \Delta d \sqrt{\frac{R_B}{\Delta d} - \frac{1}{4}}. \quad (3.10)$$

При редуцировании применяются небольшие частные относительные обжатия в одной клетке: $\varepsilon = \frac{d_0 - d_1}{d_0} 100 \% \approx 2...5 \%$.

Общее обжатие $\varepsilon_{\text{общ}} = 40\text{--}45 \%$ в редуционном стане и $15\text{--}25 \%$ в калибровочном. Количество клеток $N_{\text{кл}} = 10\text{--}24$ в редуционном стане и $3\text{--}9$ в калибровочном.

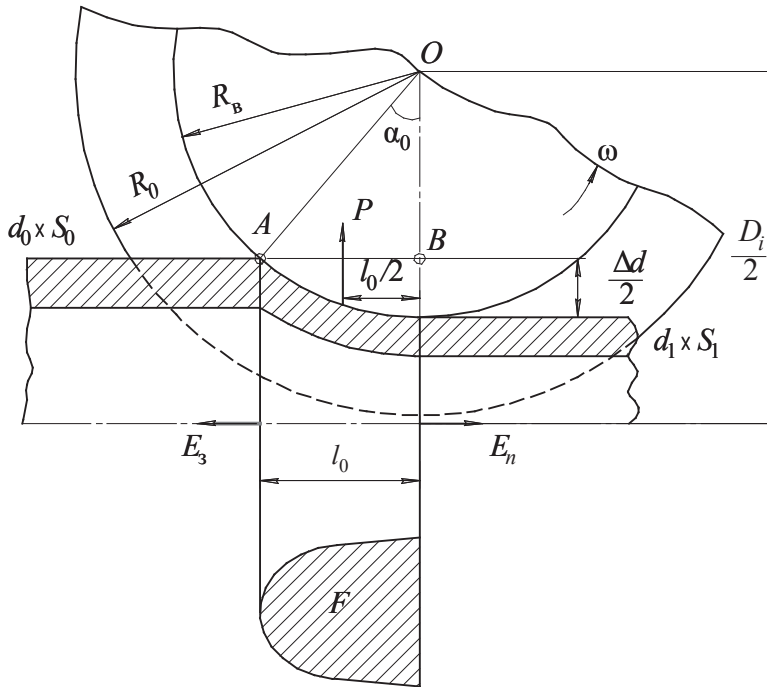


Рис. 3.3. Очаг деформации и схема сил при безправочной прокатке

Горизонтальная проекция контактной поверхности имеет разную форму, а формулы для расчета ее площади F приведены ниже.

Очаг деформации при прокатке на длинной подвижной оправке НС приведен на рис. 3.4, где δ_0 — диаметр оправки.

Параметры очага деформации α_0 и ℓ_0 определяются так же, как для безправочной прокатки по формулам (3.9), (3.10). При наличии зазора для ввода оправки Δ_1 очаг деформации состоит из двух зон: редуцирования ℓ_1 и обжатия на оправке ℓ_2 .

Контактная поверхность при прокатке на оправке также состоит из двух частей:

$$F = F_1 + F_2,$$

где площадь контактной поверхности в зоне обжатия

$$F_2 = (\delta_0 + 2S_0)\ell_2; \quad (3.11)$$

в зоне редуцирования:

$$F_1 = F - F_2. \quad (3.12)$$

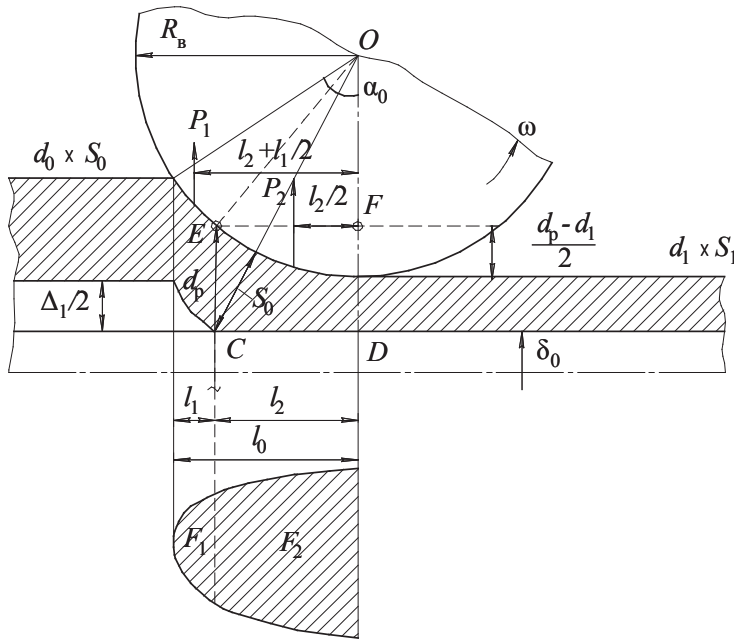


Рис. 3.4. Очаг деформации при прокатке на длинной подвижной оправке

Длина участка обжатия ℓ_2 определяется из ΔOCD (рис. 3.4) в предположении, что $CD = \ell_2$; $OC = R_B + S_0$; $OD = R_B + S_1$:

$$\begin{aligned} \ell_2 &= \sqrt{(R_B + S_0)^2 - (R_B + S_1)^2} = \sqrt{R_B^2 + 2R_BS_0 + S_0^2 - R_B^2 - 2R_BS_1 - S_1^2} = \\ &= \sqrt{2R_B(S_0 - S_1) + (S_0^2 - S_1^2)} = \sqrt{(S_0 - S_1)(2R_B + S_0 + S_1)}. \end{aligned} \quad (3.13)$$

Затем рассчитывается длина участка редуцирования:

$$\ell_1 = \ell_0 - \ell_2. \quad (3.14)$$

Для определения характеристик деформации в зоне редуцирования рассчитывается диаметр трубы в конце зоны редуцирования из ΔOEF :

$$d_p = d_1 + D_B - 2\sqrt{R_B^2 - l_2^2}. \quad (3.15)$$

Далее рассмотрим очаг деформации при прокатке на короткой закрепленной оправке АС (см. рис. 3.5).

Так же, как и при прокатке на длинной оправке, в связи с наличием зазора для ввода оправки Δ_1 очаг деформации состоит из двух зон: редуцирования ℓ_1 и обжатия на оправке ℓ_2 .

Параметры очага деформации α_0 , ℓ_0 , F_1 , F_2 , d_p определяются по приведенным формулам (3.9)... (3.12) и (3.15).

Длина участка обжатия рассчитывается по формуле:

$$l_2 = \cos \varphi \sqrt{(R_b + S_0)^2 - (R_b + S_1 - l_{\text{ц}} \operatorname{tg} \varphi)^2 \cos^2 \varphi} - 0,5(R_b + S_1 - l_{\text{ц}} \operatorname{tg} \varphi) \sin 2\varphi, \quad (3.16)$$

где φ — угол конусности оправки; $l_{\text{ц}}$ — длина части цилиндрического участка оправки в пределах очага деформации (рис. 3.5).

Формула (3.16) при $\varphi = 0$ преобразуется в формулу (3.13) для цилиндрической оправки.

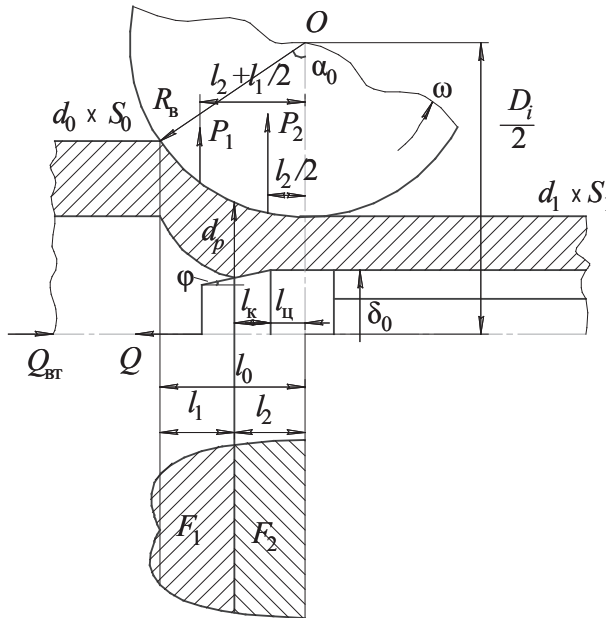


Рис. 3.5. Очаг деформации при прокатке на короткой закрепленной оправке

Площадь горизонтальной проекции контактной поверхности F зависит от формы задаваемой трубы и формы калибра и рассчитывается как площадь четырехугольника по эмпирической формуле:

$$F = k \ell_0 \frac{B + d_0}{2}, \quad (3.17)$$

где k — коэффициент формы контактной поверхности: при задаче круглой трубы в круглый калибр с выпусками $k = 1, 1 \dots 1, 2$ (см. рис. 3.6, а);

при задаче круглой или овальной трубы в овальный калибр $k = 0,80 \dots 0,85$ (рис. 3.6, б); при задаче овальной трубы в круглый калибр $k = 0,8 \dots 0,9$ (см. рис. 3.6, в); B — ширина калибра.

В случае, изображенном на рис. 3.6, а, захват начинается в выпусках калибра в точках B и C , затем происходит сплющивание трубы и касание вершины калибра в точке A . В остальных случаях (рис. 3.6, б, в) захват происходит в точке A в вершине калибра, а дальнейшее заполнение очага деформации идет либо плавно (рис. 3.6, б), либо с образованием дополнительных областей касания в выпусках калибра в точках B и C (рис. 3.6, в).

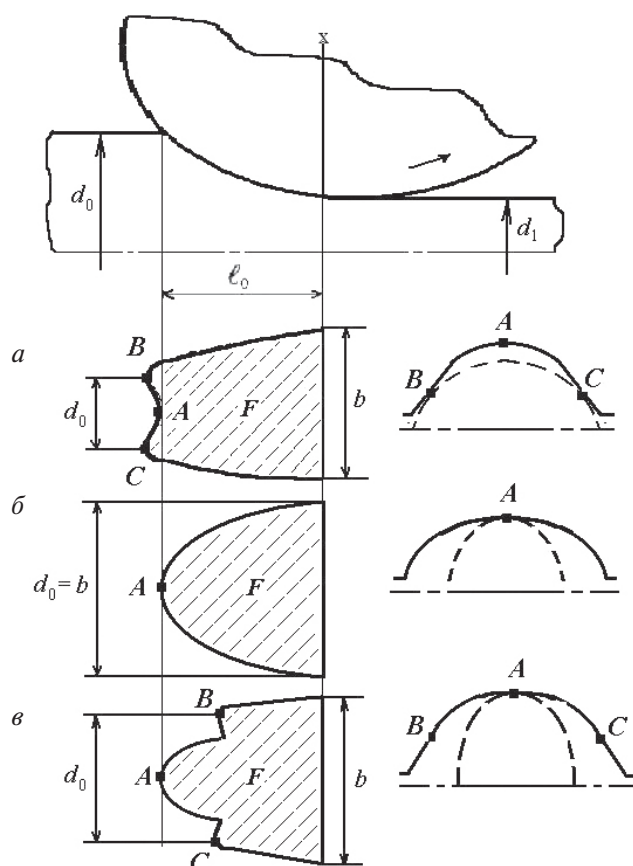


Рис. 3.6. Схемы к расчету площади контактной поверхности:

а — захват в выпусках; б, в — в вершине калибра

с возникновением осевых растягивающих напряжений (см. эпюру напряжений на рис. 3.7). В результате происходит выравнивание удлинений этих зон со средним коэффициентом вытяжки $\mu_{\text{ср}}$.

Неблагоприятная схема напряженного состояния может вызвать образование различных дефектов (трещин, утяжин, разрывов) в зонах выпусков калибра, где преобладают растягивающие напряжения, снижающие пластичность металла. При увеличении развалки калибра растет неравномерность деформации и повышается вероятность образования дефектов в зоне выпусков.

3.4. Скоростные условия продольной прокатки

Скоростные (кинематические) условия прокатки определяются соотношением скоростей металла и вала на контактной поверхности. При продольной прокатке кинематические особенности связаны с использованием ручьевых валков, разные точки которых на поверхности ручья имеют различные окружные скорости:

$$v_{\text{в}} = \omega R, \quad (3.18)$$

где ω — угловая скорость, 1/с.

$$\omega = \frac{\pi n}{30}. \quad (3.19)$$

Здесь n — частота вращения валков, об/мин;

$$R = R_i - \sqrt{\frac{h^2}{2} - y^2}; \quad (3.20)$$

R — переменный радиус вала (для круглого калибра высотой h); y — поперечная координата (см. рис. 3.8).

В соответствии с формулой (3.18) максимальную скорость имеют точки вблизи реборд:

$$v_{\text{в}}^{\text{max}} = \omega R_0,$$

а минимальную — в вершине калибра:

$$v_{\text{в}}^{\text{min}} = \omega R_{\text{в}}.$$

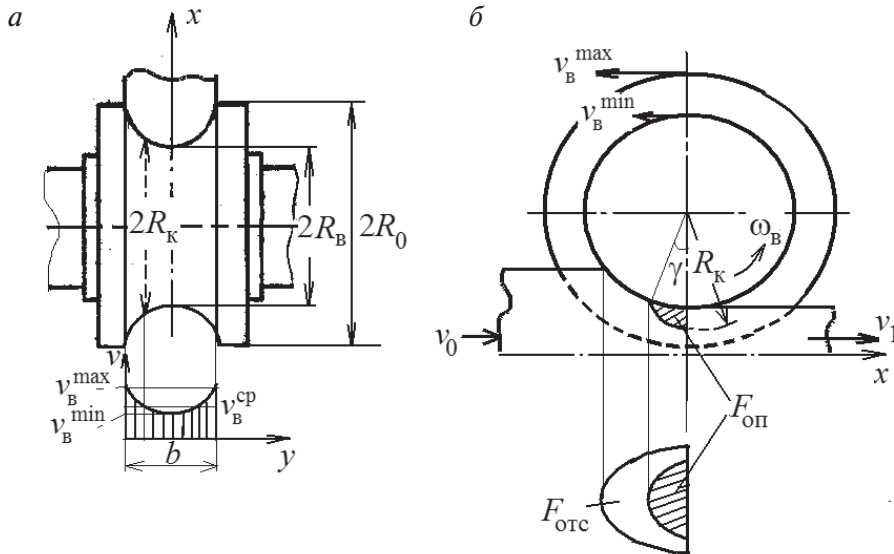


Рис. 3.8. Кинематические условия продольной прокатки:

а — эпюра окружных скоростей валка;*б* — кинематические зоны на контактной поверхности

Среднюю окружную скорость валка определяют как среднеинтегральную [10]:

$$v_B^{cp} = \frac{\int_0^b v_B(y) dy}{b}, \quad (3.21)$$

где в числителе — площадь эпюры скоростей валка (рис. 3.8); b — ширина калибра.

Средней скорости калибра соответствует средний радиус валка:

$$v_B^{cp} = \omega R_{cp},$$

который может быть выражен согласно формуле (3.21) следующим образом:

$$R_{cp} = R_i - \lambda \cdot h / 2, \quad (3.22)$$

где $\lambda = 0,6 \dots 0,8$ — коэффициент, зависящий от формы калибра.

Например, для круглого калибра с прямыми выпусками получена формула [10]:

$$\lambda = \frac{\cos^2 \psi \cdot \sin \psi + \cos \psi \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) + \sin^3 \psi}{2},$$

где ψ — угол выпуска калибра.

В большинстве случаев прокатки $\psi = 30-35^\circ$, чему соответствует $\lambda = 0,7-0,75$. Формулы для λ выведены также для круглого калибра со скругленными выпусками и овального [10].

Если бы наблюдалось полное прилипание металла трубы к валкам, то различные слои металла имели бы различную скорость и торец трубы при выходе из валков был бы неплоским. На практике торец трубы плоский, то есть труба выходит из валков с постоянной скоростью v_1 (см. рис. 3.8):

$$v_1 = \omega R_k, \quad (3.23)$$

где R_k — катающий радиус валка.

В связи с тем, что труба выходит из валков с постоянной скоростью, а скорость валков непостоянна, на контактной поверхности имеются точки, в которых скорости валка и металла равны. Диаметр калибра в этих точках, определяющий действительную скорость трубы, называется *катающим*, D_k .

В остальных точках на поверхности ручья наблюдается скольжение (проскальзывание) металла относительно валка, которое характеризуют скоростью:

$$v_s = v - v_b, \quad (3.24)$$

где v — скорость металла.

С учетом формул (3.18) и (3.23) выражение (3.24) для расчета скорости скольжения в сечении выхода из очага деформации примет вид:

$$v_s = \omega R_k - \omega R = \omega (R_k - R). \quad (3.25)$$

Скорость скольжения может быть положительной или отрицательной, то есть направленной вдоль или против направления движения металла. В зависимости от направления v_s контактная поверхность с валком делится на две кинематические зоны: отставания и опережения. В соответствии с формулой (3.25) это определяется положением точки на поверхности ручья.

В зоне опережения скорость металла больше скорости валка:

$$v > v_b \text{ и } v_s > 0 \text{ при } R < R_k.$$

В зоне отставания скорость валка больше скорости металла:

$$v_B > v \text{ и } v_s < 0 \text{ при } R > R_k.$$

На нейтральной линии скорости валка и металла равны:

$$v = v_B \text{ и } v_s = 0 \text{ при } R = R_k.$$

Таким образом, в поперечном сечении зона опережения располагается в области вершины калибра, а зона отставания — в области выпусков. Расположение кинематических зон на контактной поверхности показано на рис. 3.8. Обычно площадь зоны отставания больше площади зоны опережения:

$$\frac{F_{\text{оп}}}{F} \leq 0,35,$$

где F — полная площадь горизонтальной проекции контактной поверхности, определяемая по формуле (3.17).

Протяженность зоны опережения характеризует угол нейтрального сечения

$$\gamma = (0,45 \dots 0,50) \alpha_0,$$

где α_0 — угол захвата (см. формулу (3.9)).

Скольжение характеризуют также коэффициентом осевого скольжения

$$\eta_x = \frac{v_l}{v_B} = \frac{\omega R_k}{\omega R} = \frac{R_k}{R}.$$

Коэффициент осевого скольжения в вершине калибра называют коэффициентом опережения:

$$\eta_{x/R=R_B} = \eta = \frac{R_k}{R_B} = \frac{R_k}{0,5(D_i - h)}, \quad (3.26)$$

где h — высота калибра; D_i — идеальный диаметр валка.

Применяют также условный коэффициент опережения

$$\eta_y = \frac{v_l}{v_B^{\text{cp}}} = \frac{\omega R_k}{\omega R_{\text{cp}}} = \frac{R_k}{R_{\text{cp}}},$$

где средний радиус валка определяется по формуле (3.22).

Из последнего равенства получается связь между катающим и средним радиусом:

$$R_k = \eta_y R_{cp}.$$

При свободной прокатке без подпора и натяжения условный коэффициент опережения $\eta_y \approx 1$ и катающий радиус примерно равен среднему радиусу калибра, определяемому геометрически формой калибра:

$$R_k \approx R_{cp}.$$

Экспериментальные исследования опережения при прокатке на автоматическом стане, выполненные в [10], показали, что $\eta_y = 0,96...1,05$.

При непрерывной прокатке катающий радиус определяют по формуле [9], аналогичной формуле (3.22):

$$R_k = R_i - \lambda' \cdot h / 2, \quad (3.27)$$

где $\lambda' = 0,7...0,9$ — коэффициент, зависящий от формы калибра и наличия натяжения или подпора.

3.5. Расчет энергосиловых параметров

Для каждого способа продольной прокатки рассчитывают следующие энергосиловые параметры: вертикальную составляющую усилия металла на валок; осевое усилие на оправку (в случае прокатки на оправке); момент прокатки; мощность прокатки.

Исходными данными для расчета являются размеры трубы до и после прокатки в данной клети; марка стали (сплава) трубы; размеры калибра, валков и оправки; частота вращения валков, температура прокатки, коэффициент трения.

3.5.1. Расчет нормальных давлений и усилий прокатки

Вертикальная составляющая усилия металла на валок вызывается действием контактных давлений, которые в общем случае распределены неравномерно по контактной поверхности с валком (см. формулу (1.3)):

$$P = \int_0^F p dF, \quad (3.28)$$

где F — площадь контактной поверхности.

Обычно полагают, что давления распределены равномерно по контактной поверхности, а контактную поверхность заменяют ее горизонтальной проекцией; формулу (3.28) используют в упрощенном виде:

$$P = pF, \quad (3.29)$$

где p — среднее давление.

В общем случае очаг деформации состоит из двух зон (см. рис. 3.4, 3.5): редуцирования и обжатия на оправке, где величины давлений существенно различаются. Поэтому формулу (3.29) записывают в виде

$$P = p_1 F_1 + p_2 F_2, \quad (3.30)$$

где p_1 и p_2 — соответственно средние давления в зонах редуцирования и обжатия.

На рис. 3.9 и 3.10 приведены эпюры контактных давлений по длине очага деформации при редуцировании и оправочной прокатке свинцовых труб, полученные экспериментально В. Н. Данченко с сотрудниками [9]. Эпюры построены в нескольких сечениях вала: сечение I — вершина калибра, II — под углом 30° от вертикальной плоскости; III — под углом 60° .

Анализируя график на рис. 3.9, видно, что давления распределены по дуге захвата неравномер-

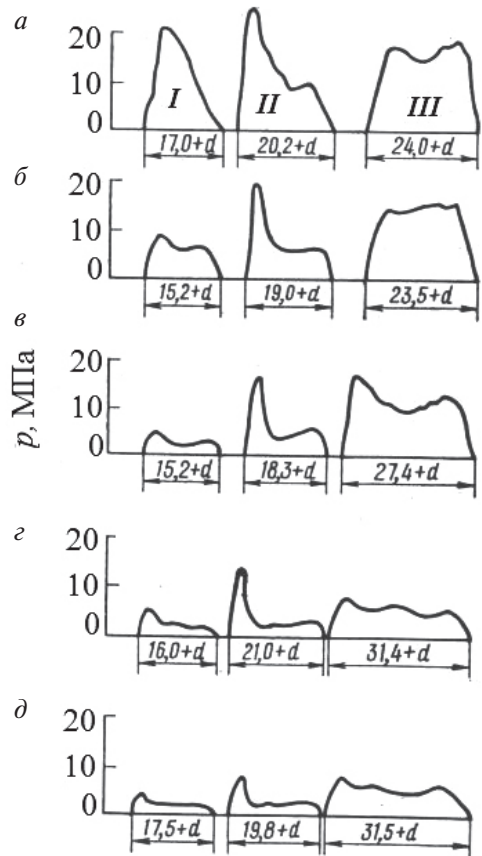


Рис. 3.9. Эпюры контактных давлений при редуцировании труб:

$a - d/S = 3,6$; относительное обжатие по диаметру $\varepsilon = 5,8\%$; $б - d/S = 7,4$; $\varepsilon = 5,5\%$; $в - d/S = 12,8$; $\varepsilon = 5,0\%$; $г - d/S = 17,2$; $\varepsilon = 5,0\%$; $д - d/S = 25$; $\varepsilon = 4,0\%$

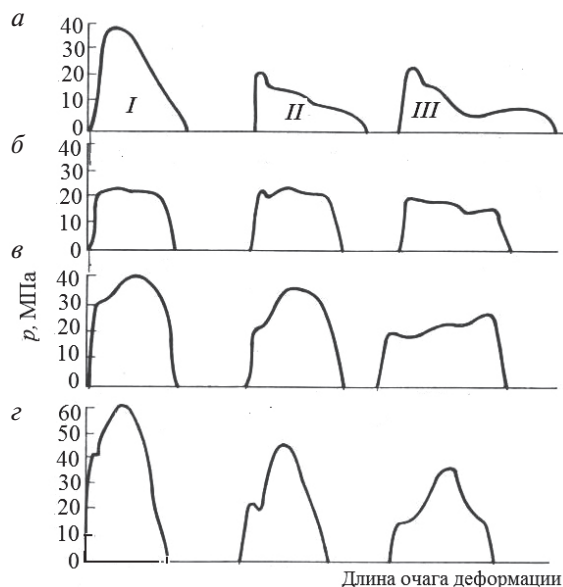


Рис. 3.10. Эпюры контактных давлений при прокатке труб на свободной оправке:

a — $d/S = 3,33$; относительное обжатие по стенке $\varepsilon = 13,6\%$; *б* — $d/S = 5,55$; $\varepsilon = 23\%$; *в* — $d/S = 7,14$; $\varepsilon = 34,6\%$; *г* — $d/S = 10$; $\varepsilon = 45,5\%$

но и уменьшаются с увеличением тонкостенности труб d/S . Большие величины давлений наблюдаются вблизи захвата в сечении II, а более равномерное их распределение — в сечении III, что объясняется сплющиванием трубы при захвате.

Анализируя данные на рис. 3.10, видно, что распределение давлений в случае оправочной прокатки также неравномерно, их величина растет по мере увеличения обжатий по стенке и тонкостенности. При прокатке труб по схеме, приведенной на рис. 3.10, *б*, распределение давлений близко к равномерному, что говорит о наличии области слабого влияния условий трения и внешних недеформируемых зон.

Рассмотрим расчет усилий при различных способах прокатки.

Безоправочная прокатка (редуцирование)

Схема очага деформации и схема сил приведены на рис. 3.3, где E_n и E_z — соответственно силы переднего и заднего натяжений.

Среднее давление определяется по формуле В. П. Анисифорова [7]:

$$p = 2c\sigma_s \frac{S_0}{d_{cp}} \left(1 - \frac{z_n}{3} - \frac{2z_z}{3} \right), \quad (3.31)$$

где $c = 1 + 0,9 \frac{d_{cp}}{\ell_0} \sqrt{\frac{S_0}{d_{cp}}}$; σ_s — сопротивление деформации; $d_{cp} =$

$= (d_0 + d_1)/2$ — средний диаметр прокатываемой трубы; z_n и z_z — соответственно коэффициенты переднего и заднего натяжения.

Расчет величин σ_s , $z_{\text{п}}$, z_3 будет рассмотрен ниже.

Усилие прокатки рассчитывается по формуле (3.29), где площадь контактной поверхности F определяется по формуле (3.17) в зависимости от формы калибра и формы задаваемой трубы. Редуцирование обычно проводится в овальных калибрах, при прокатке в первой клетке задается круглая труба, в последующие клетки — овальная, так как соседние клетки повернуты относительно друг друга.

Прокатка на оправке

В этом случае имеется двухзонный очаг деформации (см. рис. 3.4, 3.5), и полное усилие прокатки определяется по формуле (3.30).

Для расчета среднего давления в зоне редуцирования используется формула (3.31) без учета натяжения и подпора ($z_{\text{п}} = z_3 = 0$):

$$p_1 = 2c\sigma_s \frac{S_0}{d_{\text{cp}}}, \quad (3.32)$$

где $c = 1 + 0,9 \frac{d_{\text{cp}}}{\ell_1} \sqrt{\frac{S_0}{d_{\text{cp}}}}$; σ_s — сопротивление деформации; $d_{\text{cp}} = (d_0 + d_p)/2$ — средний диаметр трубы в зоне редуцирования; d_p — диаметр трубы в конце зоны редуцирования (см. формулу (3.15)).

Среднее давление в зоне обжатия можно рассчитать, например, по методике А. И. Целикова [11], разработанной для прокатки полосы и листа, где толщина стенки трубы соответствует толщине листа:

$$p_2 = 1,15\sigma_s \frac{2A \cdot S_1 (A^\delta - 1)}{\Delta S (\delta - 1)}, \quad (3.33)$$

где A равно отношению толщины полосы (стенки) в нейтральном сечении к конечной и рассчитывается по выражению

$$A = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)(S_0 / S_1)^\delta}}{\delta + 1} \right]^{1/\delta}; \quad (3.34)$$

$\delta = \frac{2f\ell_2}{\Delta S}$ — безразмерный параметр; $f = 0,2 \dots 0,3$ — коэффициент трения; $\Delta S = S_0 - S_1$ — абсолютное обжатие по стенке.

Для определения коэффициента напряженного состояния $p_2/1,15\sigma_s$ в зависимости от δ и $\epsilon = \Delta S/S_0 100\%$ можно воспользоваться номограммой, приведенной на рис. 3.11.

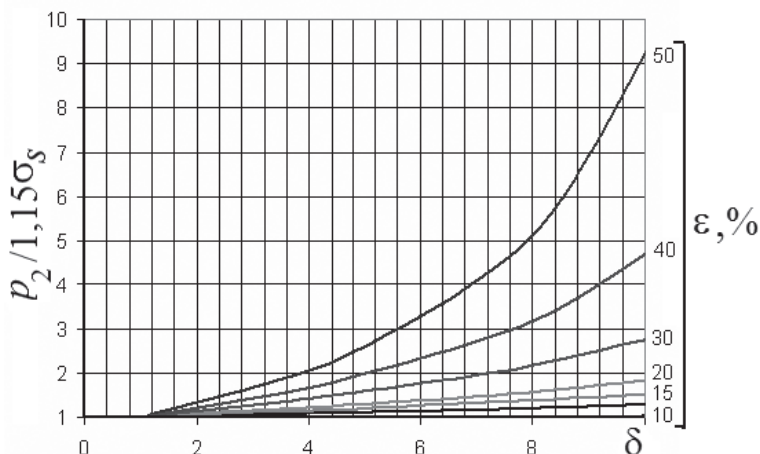


Рис. 3.11. Номограмма для определения давлений по А. И. Целикову

3.5.2. Расчет усилия на оправку

Осевое усилие, действующее на короткую закрепленную оправку (см. рис. 3.5), рассчитывается по формуле, приведенной в [12]:

$$Q = \pi p_2 \frac{(d_0 + d_1)(f_0 + \operatorname{tg} \varphi)}{2 \operatorname{tg}(\alpha_2 + \varphi)} \Delta S, \quad (3.35)$$

где $f_0 = 0,15 \dots 0,25$ — коэффициент трения на контакте с оправкой; α_2 — часть угла захвата, соответствующая зоне обжатия на оправке; φ — угол конусности оправки, рад.

Экспериментально установлено, что осевое усилие на оправку меньше усилия на валки [6]:

$$Q = (0,35 \dots 0,50) P.$$

На величину осевого усилия большое влияние оказывает тонкостенность труб: чем тоньше стенка трубы, тем больше Q . При охлаждении трубы во время прокатки осевое усилие растет.

Для расчета средних давлений металла на валок в зонах обжатия и редуцирования по формулам (3.31)...(3.33) необходимо определить важное технологическое свойство металла — сопротивление деформации σ_s (см. п. 1.3). Для этого используются формулы вида (1.25), эмпирические коэффициенты которых находятся по табл. 1.1.

Параметры режима деформации Λ , H определяются для соответствующей зоны очага деформации по нижеприведенным формулам.

Степень деформации сдвига, накопленная в зоне редуцирования,

$$\Lambda = 2k_{\text{нем}} \ln \frac{d_0}{d_p}, \quad (3.36)$$

где $k_{\text{нем}} = 1,3$ — коэффициент немонотонности деформации; d_p — диаметр трубы в конце зоны редуцирования, рассчитываемый по выражению (3.15).

Учитывая малое изменение диаметра в зоне обжатия стенки, степень деформации сдвига, накопленная в этой зоне, может быть рассчитана по формуле

$$\Lambda = 2k_{\text{нем}} \ln \frac{S_0}{S_1}. \quad (3.37)$$

Скорость деформации

$$H = \Lambda/\tau, \quad (3.38)$$

где τ — время деформации в рассматриваемой зоне.

Время прохождения i -й зоны очага деформации длиной l_i :

$$\tau_i = l_i/v_b, \quad (3.39)$$

где v_b — окружная скорость валка (см. формулу (3.18)), одинакова для всех зон.

3.5.3. Расчет момента и мощности прокатки

Момент прокатки рассчитывается для одного валка относительно его центра вращения O (см. рис. 3.3–3.5) как сумма моментов сил, приложенных к валку и препятствующих его вращению. Если какая-либо сила способствует вращению валка, то момент от нее берется со знаком «–». Момент имеет размерность работы Н·м.

В общем виде момент рассчитывается по выражению

$$M = \sum \mathfrak{R}_i \lambda_i - \sum \mathfrak{T}_i h_i,$$

где \mathfrak{R}_i — силы, препятствующие вращению валка; λ_i — плечи этих сил; \mathfrak{T}_i — силы, способствующие вращению валка; h_i — плечи этих сил.

При безоправочной прокатке момент рассчитывается следующим образом (см. рис. 3.3):

$$M = P \frac{l_0}{2} + \frac{E_3}{2} \cdot \frac{D_i}{2} - \frac{E_{\text{п}}}{2} \cdot \frac{D_i}{2}, \quad (3.40)$$

где E_3 и $E_{\text{п}}$ — силы заднего и переднего натяжения соответственно.

Момент прокатки на автоматическом стане (см. рис. 3.5) рассчитывается по формуле:

$$M = P_1 \left(\ell_2 + \frac{\ell_1}{2} \right) + P_2 \frac{\ell_2}{2} + \frac{Q}{2} \cdot \frac{D_i}{2} - \frac{Q_{\text{вт}}}{2} \cdot \frac{D_i}{2}, \quad (3.41)$$

где $Q_{\text{вт}}$ — вталкивающая сила, способствующая вращению валка; остальные обозначения приняты ранее.

В случае прокатки на непрерывном стане и подвижной оправке $Q = 0$ и в формуле (3.41) отсутствуют последние два слагаемых.

Мощность прокатки, Вт, рассчитывается для выбора электродвигателя прокатного стана в зависимости от количества приводных валков:

$$N = n_{\text{в}} M \omega, \quad (3.42)$$

где $n_{\text{в}}$ — количество приводных валков стана; M — момент на одном валке; ω — угловая скорость валка, 1/с (см. формулу (3.19)).

Пример. Расчет энергосиловых параметров при прокатке трубы на автоматическом стане (АС).

Исходные данные: размеры гильзы $d_0 \times S_0 = 167 \times 7,8$ мм; размеры трубы после пропуска на АС $d_1 \times S_1 = 160 \times 5,7$ мм. Материал трубы — сталь 10, частота вращения валков $n = 100$ об/мин; идеальный диаметр валков $D_i = 550$ мм; коэффициент трения $f = 0,2$; угол конусности оправки $\varphi = 7,5^\circ$; длина цилиндрического пояса оправки $l_{\text{ц}} = 25$ мм, температура прокатки $T = 1000^\circ\text{C}$.

Определим геометрические параметры очага деформации (см. рис. 3.5). Для расчета длины очага деформации по формуле (3.10)

определим диаметр валка по вершине калибра: $D_b = D_i - h = 550 - 160 = 390$ мм; здесь высота калибра принята равной конечному диаметру трубы. Тогда $R_b = 390/2 = 195$ мм. Обжатие по диаметру $\Delta d = 167 - 160 = 7$ мм.

Длина очага деформации

$$l_0 = \Delta d \sqrt{\frac{R_b}{\Delta d} - \frac{1}{4}} = 7 \sqrt{\frac{195}{7} - \frac{1}{4}} = 36,8 \text{ мм.}$$

Площадь горизонтальной проекции контактной поверхности рассчитаем по формуле (3.17), где для рассматриваемого случая при задаче круглой трубы в круглый калибр с выпусками коэффициент формы $k = 1, 1 \dots 1, 2$.

Принимая $d_0 \approx B$, получим

$$F = 1,2 \cdot 36,8 \cdot 167 = 7374,7 \text{ мм}^2.$$

Рассчитаем длину зоны обжатия по формуле (3.13):

$$l_2 = \cos 7,5^\circ \cdot \sqrt{(195 + 7,8)^2 - (195 + 5,7 - 25 \cdot \operatorname{tg} 7,5^\circ)^2 \cos^2 7,5^\circ} - 0,5(195 + 5,7 - 25 \cdot \operatorname{tg} 7,5^\circ) \sin 15^\circ = 22 \text{ мм.}$$

Диаметр оправки АС $\delta_0 = d_1 - 2S_1 = 160 - 2 \cdot 5,7 = 148,6$ мм.

Площадь контактной поверхности в зоне обжатия

$$F_2 = (\delta_0 + 2S_0) l_2 = (148,6 + 2 \cdot 7,8) \cdot 22 = 3612,4 \text{ мм}^2.$$

Площадь контактной поверхности в зоне редуцирования

$$F_1 = F - F_2 = 7374,7 - 3612,4 = 3762,3 \text{ мм}^2.$$

Для расчета средних давлений металла на валок в зонах обжатия и редуцирования рассчитаем сопротивление деформации в этих зонах. Для стали 10 формула (1.25) с учетом данных табл. 1.1 имеет вид

$$\sigma_s = 63,0 \cdot \Lambda^{0,164} H^{0,134} \left(\frac{T}{1000} \right)^{-2,8}. \quad (3.43)$$

Вычислим параметры, входящие в формулу (3.43), для зоны редуцирования длиной $l_1 = l_0 - l_2 = 36,8 - 22 = 14,8$ мм.

Степень деформации сдвига, накопленная в зоне редуцирования,

$$\Lambda = 2k_{\text{нсм}} \ln \frac{d_0}{d_p},$$

где $k_{\text{нсм}} = 1,3$ — коэффициент немонотонности деформации; d_p — диаметр трубы в конце зоны редуцирования (см. формулу (3.15)).

$$d_p = d_1 + D_B - 2\sqrt{R_B^2 - l_2^2} = 160 + 390 - 2\sqrt{195^2 - 14,8^2} = 161,1 \text{ мм}.$$

$$\Lambda = 2 \cdot 1,3 \cdot \ln \frac{167}{161,1} = 0,09.$$

Для расчета скорости деформации определим время прохождения зоны редуцирования:

$$\tau_1 = l_1/v_B; v_B = \pi n R_B/30 = \pi \cdot 100 \cdot 195/30 = 2042 \text{ мм/с}.$$

$$\tau_1 = 14,8/2042 = 0,007 \text{ с}.$$

Скорость деформации сдвига $H = \Lambda/\tau_1 = 0,09/0,007 = 12,86 \text{ с}^{-1}$.

Подставим найденные значения в формулу (3.43):

$$\sigma_s = 63,0 \cdot 0,09^{0,164} 12,96^{0,134} \left(\frac{1000}{1000} \right)^{-2,8} = 60 \text{ МПа}.$$

Среднее давление в зоне редуцирования рассчитаем по формуле (3.32).

Рассчитаем последовательно:

$$d_{\text{ср}} = (d_0 + d_p)/2 = (167 + 161,1)/2 = 164,05 \text{ мм}.$$

$$c = 1 + 0,9 \frac{164,05}{14,8} \sqrt{\frac{7,8}{164,05}} = 3,18.$$

$$p_1 = 2 \cdot 3,18 \cdot 60 \frac{7,8}{164,05} = 18,14 \text{ МПа}.$$

Сила, действующая на валок в зоне редуцирования,

$$P_1 = p_1 \cdot F_1 = 18,14 \cdot 3762,3 = 68262 \text{ Н} = 68,3 \text{ кН}.$$

Среднее давление в зоне обжатия рассчитывается по формуле А. И. Целикова (3.33), где

$$\delta = \frac{2 \cdot 0,2 \cdot 22}{2,1} = 4,19;$$

$$A = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (4,19^2 - 1)(7,8 / 5,7)^{4,19}}}{4,19 + 1} \right]^{1/4,19} = 1,14.$$

Тогда

$$\frac{p_2}{1,15\sigma_s} = \frac{2 \cdot 1,14 \cdot 5,7(1,14^{4,19} - 1)}{2,1(4,19 - 1)} = 1,39.$$

Определим сопротивление деформации в зоне обжатия по формуле (3.43).

Степень деформации сдвига, накопленная в этой зоне, рассчитывается по формуле (3.37):

$$\Lambda = 2 \cdot 1,3 \cdot \ln \frac{7,8}{5,7} = 0,82.$$

Для расчета скорости деформации определим время прохождения зоны обжатия:

$$\tau_2 = l_2 / v_B; v_B = 2042 \text{ мм/с (одинаковая для всех зон)}.$$

$$\tau_2 = 22 / 2042 = 0,01 \text{ с}.$$

Скорость деформации сдвига $H = \Lambda / \tau_2 = 0,82 / 0,01 = 82 \text{ с}^{-1}$.

Подставим найденные значения в формулу (3.43):

$$\sigma_s = 63,0 \cdot 0,82^{0,164} 82^{0,134} \left(\frac{1000}{1000} \right)^{-2,8} = 110 \text{ МПа}.$$

С учетом этого по формуле (3.33)

$$p_2 = 1,15 \cdot \sigma_s \cdot 1,39 = 1,15 \cdot 110 \cdot 1,39 = 175,8 \text{ МПа}.$$

Сила прокатки в зоне обжатия:

$$P_2 = p_2 F_2 = 175,8 \cdot 3612,4 = 635196 \text{ Н} = 635,2 \text{ кН}.$$

Полная сила прокатки

$$P = P_1 + P_2 = 68,3 + 635,2 = 703,5 \text{ кН.}$$

Момент прокатки определим по формуле (3.41) при $Q_{\text{вт}} = 0$:

$$M = P_1 \left(\ell_2 + \frac{\ell_1}{2} \right) + P_2 \frac{\ell_2}{2} + \frac{Q}{2} \cdot \frac{D_i}{2},$$

где $Q = (0,35 \dots 0,5)P$ — осевая сила, действующая на короткую закрепленную оправку [6].

Примем $Q = 0,4P = 0,4 \cdot 703,5 = 282 \text{ кН}$. Тогда

$$\begin{aligned} M &= 68,3 \cdot \left(22 + \frac{14,8}{2} \right) + 635,2 \frac{22}{2} + \frac{282}{2} \cdot \frac{550}{2} = 2008 + 6987 + 38775 = \\ &= 47770 \text{ кН} \cdot \text{мм} = 47,8 \text{ кН} \cdot \text{м}. \end{aligned}$$

Мощность прокатки

$$N = n_{\text{в}} M \omega = n_{\text{в}} M \pi n / 30 = 2 \cdot 47,8 \cdot \pi \cdot 100 / 30 = 1000,6 \text{ кВт},$$

где $n_{\text{в}}$ — количество приводных валков.

3.6. Условия устойчивости продольной прокатки

3.6.1. Условия первичного захвата

При первичном захвате происходит касание заготовки валками и продвижение заготовки вдоль оси прокатки x . Касание заготовки валками может происходить в точках B и C , как показано на рис. 3.12, или в вершине калибра в точке A (см. рис. 3.13).

Очевидно, что сила трения T способствует затягиванию заготовки в валки, а нормальная сила P препятствует этому. В общем случае условие первичного захвата под одним валком имеет вид

$$Q_{\text{вт}} + T_x \geq P_x, \quad (3.44)$$

где $Q_{\text{вт}}$ — дополнительная вталкивающая сила, приходящаяся на один валок; T_x — проекция силы трения на ось прокатки; P_x — проекция нормальной силы на ось прокатки.

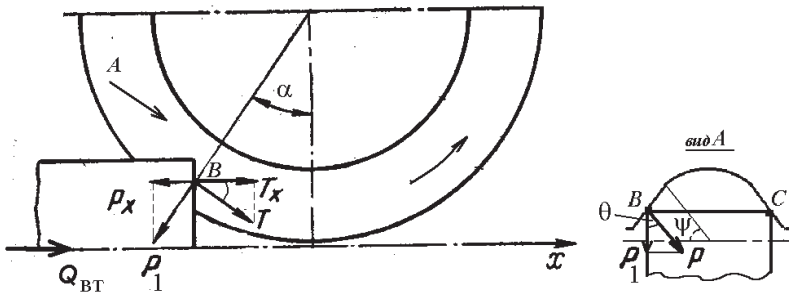


Рис. 3.12. Схема сил при первичном захвате в выпусках калибра

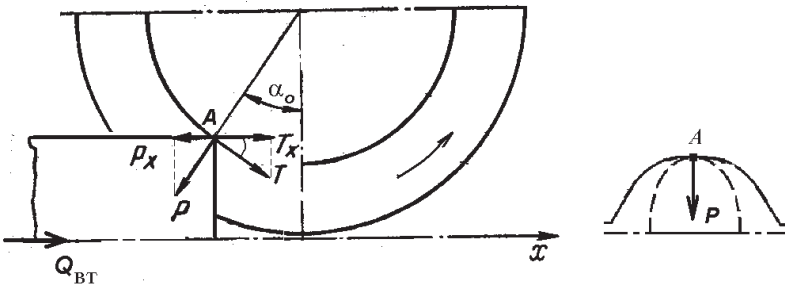


Рис. 3.13. Схема сил при первичном захвате в вершине калибра

Вталкивающая сила чаще всего применяется на автоматическом стане, а захват в этом случае называется принудительным.

Рассмотрим условие (3.44) применительно к рис. 3.12 без вталкивающей силы.

Проекция силы трения

$$T_x = T \cos \alpha, \quad (3.45)$$

где α — угол первичного захвата.

Нормальная сила в этом случае имеет пространственную ориентировку. В плоскости рис. 3.12 проекция силы P_1

$$P_x = P_1 \sin \alpha, \quad (3.46)$$

где P_1 — проекция нормальной силы P на плоскость рисунка

$$P_1 = P \cos \theta.$$

В случае прямых выпусков можно принять $\theta = 90^\circ - \psi$, тогда последнее равенство примет вид

$$P_1 = P \sin \psi. \quad (3.47)$$

Подставляя формулы (3.45) и (3.46) с учетом (3.47) в выражение (3.44), имеем:

$$T \cos \alpha \geq P \sin \alpha \cdot \sin \psi . \quad (3.48)$$

Далее, используя закон трения Кулона $T = f \cdot P$, где f — коэффициент трения, и сокращая обе части неравенства (3.48) на $P \cos \alpha$, окончательно получим:

$$f \geq \operatorname{tg} \alpha \cdot \sin \psi , \quad (3.49)$$

где ψ — угол выпуска калибра.

Рассмотрим случай первичного захвата в вершине калибра, изображенный на рис. 3.13. Такой захват происходит при задаче круглой или овальной трубы в овальный калибр (см. рис. 3.6, б) или при задаче овальной трубы в круглый калибр (см. рис. 3.6, в).

При отсутствии вталкивающей силы, подставляя в формулу (3.44) выражения, аналогичные формулам (3.45), (3.46), имеем:

$$T \cos \alpha_0 \geq P \sin \alpha_0 . \quad (3.50)$$

Далее, используя закон трения Кулона $T = f \cdot P$ и сокращая обе части равенства (3.50) на $P \cos \alpha_0$, окончательно получим:

$$f \geq \operatorname{tg} \alpha_0 . \quad (3.51)$$

Из анализа выражений (3.49) и (3.51) следует, что первичный захват улучшается при увеличении коэффициента трения, уменьшении углов захвата и выпуска калибра. Из формулы для определения угла захвата (3.9) следует, что угол захвата уменьшается при уменьшении обжатия по диаметру и увеличении диаметра вала.

При наличии вталкивающей силы выражение (3.50) принимает вид

$$Q_{\text{вт}} + T \cos \alpha_0 \geq P \sin \alpha_0 ,$$

а после соответствующих преобразований получаем

$$f \geq \operatorname{tg} \alpha_0 - \frac{Q_{\text{вт}}}{P \cos \alpha_0} . \quad (3.52)$$

3.6.2. Условие вторичного захвата

Вторичный захват рассматривается при прокатке на оправке. Захват происходит на внутренней поверхности трубы в момент касания оправки в точке M (рис. 3.14). В процессе захвата необходимо преодолеть сопротивление оправки, силы трения в зоне опережения валков, обеспечить осевое продвижение заготовки и полное заполнение очага деформации.

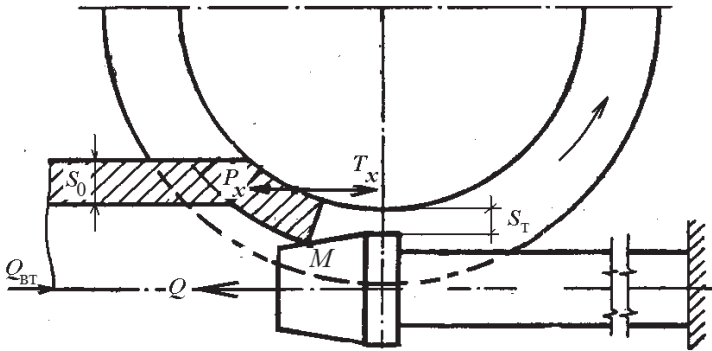


Рис. 3.14. Схема сил при вторичном захвате на автомат-стане

Условие вторичного захвата в общем виде записывается так:

$$Q_{\text{вт}} + n_{\text{в}} T_x \geq n_{\text{в}} P_x + Q, \quad (3.53)$$

где $Q_{\text{вт}}$ — дополнительная вталкивающая сила; $n_{\text{в}}$ — количество валков; T_x — горизонтальная проекция результирующей силы трения на контактной поверхности с валком; P_x — горизонтальная проекция силы нормального давления со стороны валка; Q — сила сопротивления со стороны оправки.

В выражении (3.53) результирующая сила трения складывается из проекций сил трения в зонах опережения и отставания:

$$T_x = T_{\text{отсх}} - T_{\text{опх}}, \quad (3.54)$$

то есть сила трения в зоне отставания способствует захвату.

Уточнение условия (3.53) обычно сводится к виду [6]:

$$\Delta S \leq \Delta S_{\text{max}}, \quad (3.55)$$

где $\Delta S = S_0 - S_T$ — абсолютное обжатие по стенке; ΔS_{max} — максимально допустимое его значение.

Для прокатки на короткой оправке (см. рис. 3.14)

$$\Delta S_{\max} = \frac{(D_i - \delta_0)(2Y - \operatorname{tg} \alpha) \cdot 0,5 \operatorname{tg} \varphi}{(1 + 2Y \operatorname{tg} \varphi) + (2Y + \operatorname{tg} \varphi) \operatorname{tg} \alpha};$$

на длинной подвижной оправке

$$\Delta S_{\max} = \frac{D_i - \delta_0}{2} \left[\frac{\sqrt{(1 + \operatorname{tg}^2 \alpha)(1 + 6f^2)}}{1 + f^2 + 2f \operatorname{tg} \alpha} - 1 \right],$$

где φ — угол конусности оправки (см. рис. 3.5);

$$Y = \frac{1}{C} \left(f \sqrt{\left(\frac{\operatorname{tg}^2 \varphi}{C^2} + 1 \right)} - \operatorname{tg} \varphi \right); \quad C = f(f_0 + \operatorname{tg} \varphi) + 1;$$

α — угол захвата; f и f_0 — соответственно коэффициенты трения на валке и на оправке.

При нарушении условия (3.55) происходит пробуксовка валков с остановкой торца трубы перед оправкой. Для улучшения захвата увеличивают диаметр валков, повышают коэффициент трения на валке и снижают его на оправке, уменьшают угол конусности оправки, применяют вталкивающие устройства.

3.6.3. Условие устойчивости безоправочной прокатки

При редуцировании поперечное сечение трубы может потерять устойчивость в результате образования дефектов — «ужимов». Условие устойчивой прокатки записывается в виде

$$\varepsilon_i < \varepsilon_{\text{кр}}, \quad (3.56)$$

где $\varepsilon_i = \Delta D_i / D_i$ — частное обжатие в клети; $\varepsilon_{\text{кр}}$ — критическое обжатие, при котором образуются «ужимы».

Критическое обжатие при свободной прокатке рассчитывается по формуле [12]

$$\varepsilon_{\text{кр}} = \frac{K_{\text{в}} n_{\text{в}} (s/d)^2}{(1 - s/d)^2 (1 - \pi f / 2n_{\text{в}})}, \quad (3.57)$$

где $n_{\text{в}}$ — количество валков в клети; $K_{\text{в}} = 5,92$ при $n_{\text{в}} = 2$ и $K_{\text{в}} = 5,57$ при $n_{\text{в}} = 3$.

При прокатке с натяжением $\varepsilon_{\text{кр}}$ корректируется по формуле

$$\varepsilon'_{\text{кр}} = \frac{\sqrt{3\varepsilon_{\text{кр}}}}{2(1-z)\sqrt{1-A+A^2}},$$

где $A = 0,5 + z(0,67 + 0,38z) + 0,45z$; z — коэффициент пластического натяжения (см. далее п. 3.7.1).

Устойчивость безоправочной прокатки повышается при уменьшении частного обжатия ε_i , увеличении относительной толстостенности труб s/d , увеличении натяжения и числа валков в клетях.

3.7. Особенности непрерывной прокатки труб

3.7.1. Характеристики натяжения и подпора

При свободной прокатке выполняется закон постоянства секундных объемов:

$$v_0 \ddot{F}_0 = v_1 \ddot{F}_1, \quad (3.58)$$

где \ddot{F}_0 и \ddot{F}_1 — соответственно площади поперечных сечений заготовки и готовой трубы; v_0 , v_1 — скорости входа и выхода трубы из валков.

Секундный объем $v\ddot{F}$ — это объем металла, проходящий через валки в единицу времени. Если размерность скорости — мм/с, а площади — мм², то размерность секундного объема — мм³/с.

Непрерывная прокатка отличается тем, что труба одновременно прокатывается в нескольких клетях. Непрерывные редуционные станы имеют до 24 клетей, оправочные — до 9 клетей. При непрерывной прокатке условие (3.58) может не выполняться и возникает натяжение или подпор.

Для характеристики натяжения или подпора в межклетьевом промежутке соседних клетей i -й и $(i-1)$ -й применяют коэффициенты пластического и кинематического натяжения. Коэффициент кинематического натяжения

$$z'_i = \frac{v_i \ddot{F}_i}{v_{i-1} \ddot{F}_{i-1}}. \quad (3.59)$$

Принимая во внимание выражения (3.18), (3.19) и (3.23), формулу для расчета коэффициента вытяжки в данной клетке $\mu_i = \frac{\ddot{F}_{i-1}}{\ddot{F}_i}$ и проводя сокращение, выражение (3.59) преобразуют к виду:

$$z'_i = \frac{1}{\mu_i} \frac{D_{ki} n_i}{D_{ki-1} n_{i-1}}, \quad (3.60)$$

где D_{ki} — катающий диаметр валков i -й клетки; n_i — частота вращения валков (об/мин).

Если $z'_i > 1$, то реализуется режим натяжения. Если $z'_i < 1$ — режим подпора.

На непрерывном оправочном стане прокатку ведут с небольшим натяжением ($z'_i \cong 1,01$), а в последних двух клетях — с небольшим подпором ($z'_i \cong 0,99$) с целью облегчения последующего извлечения оправки.

В соответствии с этими рекомендациями по выражению (3.60) определяют скоростной режим непрерывного стана, который обеспечивается расчетом частоты вращения валков каждой клетки. Для этого вначале задают скорость выхода трубы из последней клетки $v_N = 4...6$ м/с и рассчитывают частоту вращения валков в последней клетке $n_N = 60v_N/\pi D_{кN}$, где катающий диаметр может быть определен по выражению (3.27):

$$D_k = D_i - 0,75 \cdot h.$$

Далее последовательно против хода прокатки, начиная с $(N-1)$ -й клетки, рассчитывается частота вращения валков:

$$n_{N-1} = \frac{1}{\mu_N} \frac{D_{кN} n_N}{D_{кN-1} z'_{N-1}} \text{ и т. д.}$$

Коэффициент пластического натяжения характеризует относительное осевое напряжение в межклетьевом промежутке и рассчитывается по формуле

$$z = \frac{\sigma_{xx}}{\sigma_s}, \quad (3.61)$$

где σ_{xx} — осевое напряжение в сечении входа в очаг деформации рассматриваемой клетки или выхода из него; σ_s — сопротивление деформации (см. формулу (1.25)).

Коэффициент общего пластического натяжения в стане $z_{\text{общ}}$ — некоторый средний по стану коэффициент, обеспечивающий получение заданной вытяжки трубы.

Коэффициент пластического натяжения используют для характеристики режимов редуционного стана. Для предотвращения нежелательного утолщения стенки прокатку ведут с натяжением в средней группе клеток ($z > 0,6$). Однако невозможно обеспечить равномерный режим натяжений во всех клетях, так как в первой клети нет заднего натяжения, а в последней — переднего. Типичный режим натяжений [12] показан на рис. 3.15. Неравномерный режим натяжений приводит к образованию передних и задних утолщенных концов длиной 0,8...2 м, которые подлежат обрезке.

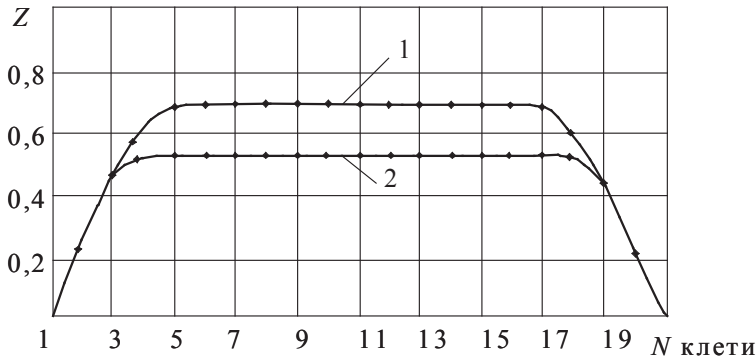


Рис. 3.15. Распределение натяжения по клетям редуционного стана при прокатке с утонением стенки (1) и без изменения стенки трубы (2)

Предельные значения коэффициента пластического натяжения $z_{\text{max}} = 0,85$, что связано с возможностью разрыва труб от больших растягивающих напряжений.

3.7.2. Расчет режима обжатий редуционного и калибровочного станов

Режим обжатий характеризуют общим относительным обжатием в стане $\varepsilon_{\text{общ}}$ и частным относительным обжатием в i -й клети ε_i :

$$\varepsilon_{\text{общ}} = \frac{D_0 - D_N}{D_0}; \quad (3.62)$$

$$\varepsilon_i = \frac{D_{i-1} - D_i}{D_{i-1}}, \quad (3.63)$$

где D_0 , D_N — диаметры трубы соответственно на входе и на выходе из стана; N — количество клетей стана; D_i — средний диаметр калибра i -й клетки, определяемый по формуле (3.4).

Выражение (3.63) можно представить в виде

$$1 - \varepsilon_i = \frac{D_i}{D_{i-1}}, \quad (3.64)$$

тогда сумма произведений

$$\prod_{i=1}^N (1 - \varepsilon_i) = (1 - \varepsilon_1)(1 - \varepsilon_2) \dots (1 - \varepsilon_N) = \frac{D_1}{D_0} \cdot \frac{D_2}{D_1} \cdot \dots \cdot \frac{D_N}{D_{N-1}} = \frac{D_N}{D_0}. \quad (3.65)$$

Обычно режим частных обжатий выбирают в соответствии с рис. 3.16, то есть в клетях со 2-й по $(N-2)$ обжатие одинаково и равно ε_{cp} , в первой и предпоследней — $0,5\varepsilon_{\text{cp}}$, а в последней равно 0.

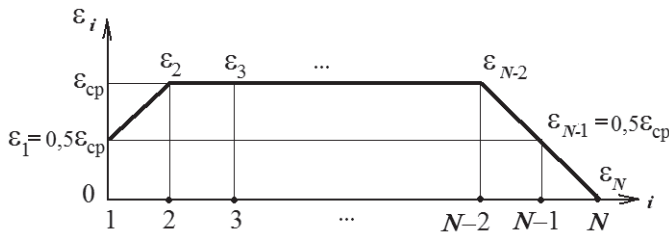


Рис. 3.16. Режим обжатий на калибровочном и редукионном станах

Тогда выражение (3.65) можно уточнить:

$$\prod_{i=1}^N (1 - \varepsilon_i) = (1 - 0,5\varepsilon_{\text{cp}})(1 - \varepsilon_{\text{cp}})^{N-3}(1 - 0,5\varepsilon_{\text{cp}}) = \frac{D_N}{D_0};$$

$$\prod_{i=1}^N (1 - \varepsilon_i) = (1 - \varepsilon_{\text{cp}})^{N-3}(1 - 0,5\varepsilon_{\text{cp}})^2 = (1 - \varepsilon_{\text{cp}})^{N-3}(1 - \varepsilon_{\text{cp}} + 0,25\varepsilon_{\text{cp}}^2) = \frac{D_N}{D_0}.$$

Так как $\varepsilon_{\text{cp}} = 0,02 \dots 0,05$, можно принять $0,25 \varepsilon_{\text{cp}}^2 \approx 0$ и последнее выражение записать в виде

$$(1 - \varepsilon_{\text{cp}})^{N-2} = \frac{D_N}{D_0},$$

откуда

$$\varepsilon_{\text{ср}} = 1 - \sqrt[N-2]{\frac{D_N}{D_0}}. \quad (3.66)$$

Расчет среднего диаметра калибров по клетям D_i производится в следующем порядке:

- 1) рассчитывается $\varepsilon_{\text{ср}}$ по формуле (3.66);
- 2) определяется частное обжатие ε_i в каждой клетке по рис. 3.16;
- 3) последовательно, начиная с 1-й клетки, рассчитываются D_i с использованием формулы (3.64):

$$\begin{aligned} D_1 &= (1 - 0,5 \varepsilon_{\text{ср}}) D_0; \\ D_2 &= (1 - \varepsilon_{\text{ср}}) D_1; \\ D_3 &= (1 - \varepsilon_{\text{ср}}) D_2; \\ &\dots \\ D_{N-1} &= (1 - 0,5 \varepsilon_{\text{ср}}) D_{N-2}. \end{aligned}$$

3.7.3. Расчет режима обжатий непрерывного оправочного стана

Режим обжатий характеризуется абсолютным обжатием стенки ΔS_i в вершине калибра данной клетки. Клетки непрерывного стана повернуты относительно друг друга на 90° и на 45° по отношению к горизонту (см. рис. 3.17). Поэтому считается, что обжатие по стенке происходит только в вершине калибра, а в выпуске калибра стенка не обжимается. То есть толщина стенки в выпусках данного калибра равна толщине стенки в вершине калибра предыдущей клетки, что показано на рис. 3.17.

Суммарное обжатие в непрерывном стане

$$\Delta S_{\Sigma} = S_0 - S_N, \quad (3.67)$$

где S_0 и S_N — соответственно исходная толщина стенки (гильзы) и на выходе из непрерывного стана.

Обжатия по клетям 9-клетьевого стана в соответствии с рис. 3.17 выражаются так (для получения точной трубы обжатия в двух последних клетях стана задают равными 0):

$$\begin{aligned} \Delta S_1 &= S_0 - S_1, \\ \Delta S_2 &= S_0 - S_2, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\Delta S_3 &= S_1 - S_3, \\
\Delta S_4 &= S_2 - S_4, \\
\Delta S_5 &= S_3 - S_5, \\
\Delta S_6 &= S_4 - S_6, \\
\Delta S_7 &= S_5 - S_7, \\
\Delta S_8 &= S_6 - S_8 = 0 \rightarrow S_6 = S_8 = S_H, \\
\Delta S_9 &= S_7 - S_9 = 0 \rightarrow S_7 = S_9 = S_H.
\end{aligned} \tag{3.68}$$

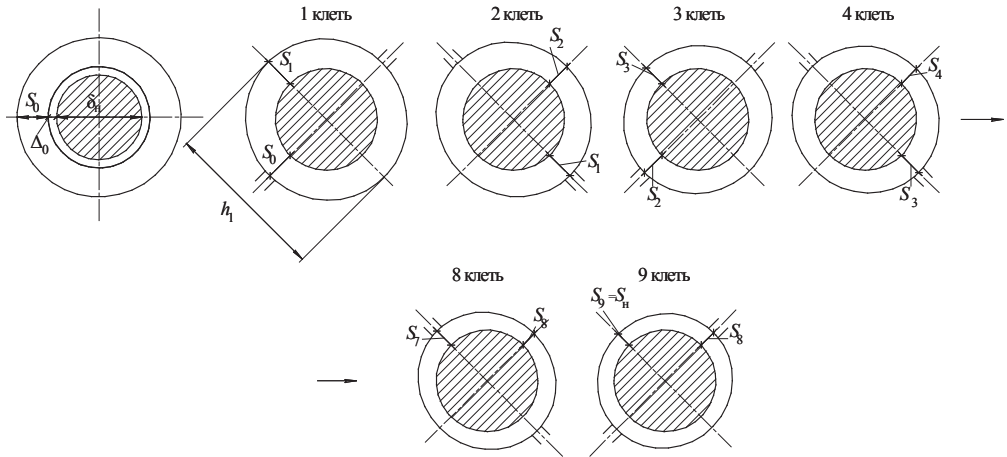


Рис. 3.17. Схема обжатий на 9-клетьевом непрерывном стане

Рациональное распределение обжатий подбирается опытным путем, например, для клеток $i = 2 \dots 7$ используется формула [13]:

$$\Delta S_i = \left[0,0417 + \frac{(7-i)^2}{40} \right] \cdot \Delta S_{\Sigma}. \tag{3.69}$$

Для определения ΔS_1 составим сумму и учтем равенства (3.68):

$$\begin{aligned}
\Delta S_1 + \Delta S_3 + \Delta S_5 + \Delta S_7 &= S_0 - S_1 + S_1 - S_3 + S_3 - S_5 + S_5 - S_7 = \\
&= S_0 - S_7 = \Delta S_{\Sigma}.
\end{aligned}$$

Тогда из последнего выражения получим:

$$\Delta S_1 = \Delta S_{\Sigma} - \Delta S_3 - \Delta S_5 - \Delta S_7. \tag{3.70}$$

После расчета абсолютных обжатий по формулам (3.69), (3.70) определяют толщину стенки в вершине каждого калибра из выражений (3.68):

$$\begin{aligned} S_1 &= S_0 - \Delta S_1, \\ S_2 &= S_0 - \Delta S_2, \\ S_3 &= S_1 - \Delta S_3, \\ S_4 &= S_2 - \Delta S_4, \\ S_5 &= S_3 - \Delta S_5, \\ S_6 &= S_7 = S_8 = S_9 = S_H. \end{aligned} \quad (3.71)$$

Далее рассчитывается высота калибра каждой клетки (см. рис. 3.17) с учетом того, что обжатие происходит на длинной оправке диаметром δ_H :

$$h_i = \delta_H + 2S_i. \quad (3.72)$$

При расчете геометрических и силовых параметров в i -й клетки НС по формулам разделов 3.3, 3.5 в качестве исходного диаметра можно принять ширину калибра предыдущей клетки b_{i-1} , а выходного диаметра — высоту калибра данной клетки h_i . Обжатие по стенке необходимо рассчитывать по формулам (3.68).

3.8. Особенности пилигримовой прокатки

Прокатка на пилигримовых станах относится к периодической, деформация трубы осуществляется порциями, и каждое поперечное сечение обжимается многократно, а не один раз, как при обычной прокатке.

Пилигримовая прокатка производится на двухвалковых станах в пилигримовых валках с переменным ручьем (см. рис. 3.18) на длинной оправке (дорне). При этом клеть и валки стана неподвижны относительно оси прокатки, а возвратно-поступательное движение совершает труба.

Габариты пилигримовых валков характеризуются теми же размерами, что и обычных (см. рис. 3.1). Отличия таких валков в том, что размеры калибра h_x , b_x и ширина реборд переменны по периметру ручья.

Ручей валка по периметру имеет два участка: рабочий и холостой, ограниченные соответственно углами θ_p и $\theta_{хол}$. На рабочем участке происходит деформация и калибровка трубы, на холостом — подача и кантовка трубы без соприкосновения с валком. Рабочий участок состоит из трех участков:

$$\theta_p = \theta_б + \theta_{\pi} + \theta_в,$$

где $\theta_б = 60...100^\circ$ — обжимной участок (боек); $\theta_{\pi} = 70...110^\circ$ — полирующий участок; $\theta_в = 10...40^\circ$ — продольный выпуск.

При этом должно выполняться равенство:

$$\theta_б + \theta_{\pi} + \theta_в + \theta_{хол} = 360^\circ.$$

На обжимном участке радиус валка увеличивается от R_0 до R_{π} . На полирующем происходит калибровка трубы и радиус валка постоянен: $R_x = \text{const} = R_{\pi}$. Продольный выпуск служит для плавного перехода к холостому участку.

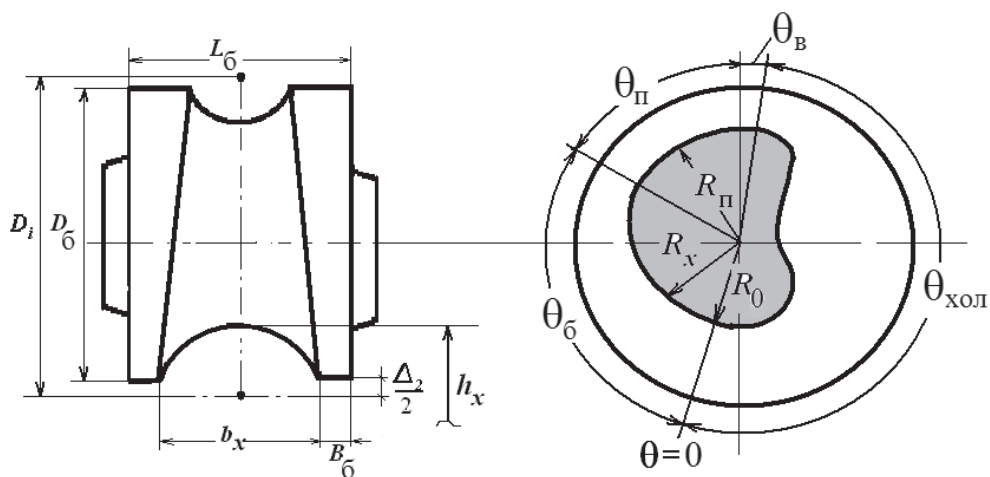


Рис. 3.18. Пилигримовый валок

Цикл прокатки включает рабочий и холостой периоды (см. рис. 3.19). В рабочем периоде труба захватывается валками, обжимается бойком валка и калибруется на полирующем участке. При этом направления вращения валков и перемещения гильзы совпадают, что показано стрелками на рис. 3.19, а. В холостом периоде валки продолжают вращаться в ту же сторону, между валком и трубой образуется зазор.

С помощью подающего аппарата труба продвигается вперед на величину подачи $m = 20...40$ мм и кантуется на угол $\varphi_k = 90...120^\circ$. Кантовка производится для уменьшения овальности и разностенности, образующихся при прокатке в круглых калибрах с выпусками при двухвалковой схеме. В холостом периоде направление подачи заготовки противоположно направлению вращения валков. Таким образом, в течение цикла прокатки труба совершает возвратно-поступательное движение как странник-пилигрим. Отсюда и название процесса.

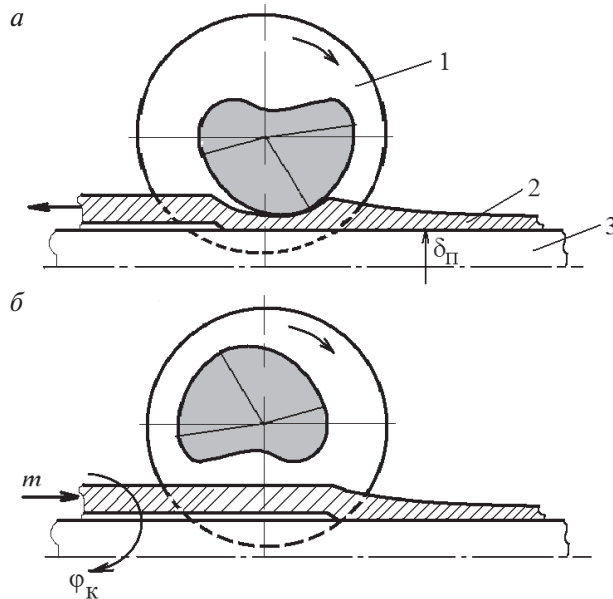


Рис. 3.19. Периоды пилигримовой прокатки:
 а — рабочий, б — холостой; 1 — валок, 2 — труба, 3 — оправка — дорн

Основная задача калибровки валка — расчет профиля обжимного участка $R_x = f(\theta)$. Эта функция должна удовлетворять граничным условиям:

$$R_x = R_0 \text{ при } \theta = 0; \quad (3.73)$$

$$R_x = R_\pi \text{ при } \theta = \theta_6. \quad (3.74)$$

Например, используется зависимость П. Т. Емельяненко:

$$R_x = (R_0 + S_0) - S_0 \cdot \exp \left[(1 + k)c\theta - \frac{kc}{\theta_6} \theta^2 \right], \quad (3.75)$$

где S_0 — толщина стенки трубы (гильзы) перед ПС; $c = \frac{\ln \frac{S_{\Pi}}{S_0}}{\theta_6}$; S_{Π} —

толщина стенки на выходе из ПС; $k = 0,035 S_{\Pi} + 0,05$.

Проверим выполнение граничных условий в виде выражений (3.73) и (3.74). Справедливость выражения (3.73) очевидна: при $\theta = 0 \exp(0) = 1$.

Для второго условия при $\theta = \theta_6$ произведение $C\theta = \ln \frac{S_{\Pi}}{S_0}$ и получается:

$$\exp \left[(1+k)c\theta_6 - \frac{kc}{\theta_6} \theta_6^2 \right] = \exp \left[(1+k) \ln \frac{S_{\Pi}}{S_0} - k \ln \frac{S_{\Pi}}{S_0} \right] = \frac{S_{\Pi}}{S_0};$$

$$R_x = (R_0 + S_0) - S_0 \cdot \frac{S_{\Pi}}{S_0} = R_0 + (S_0 - S_{\Pi}) = R_{\Pi}.$$

Для наглядности и удобства анализа деформаций строят развертку обжимной части ручья валка вдоль оси прокатки (рис. 3.20). Конический участок трубы, наружная поверхность которого повторяет развертку, называется пилигримовой головкой или рабочим конусом. В этом случае продольная координата $x = R \cdot \theta$, где R — радиус развертки (идеальный, по реборде или катающий). Обычно развертку строят по катающему радиусу R_k (см. п. 3.4), тогда длина пилигримовой головки $l_p = R_k \cdot \theta_p$.

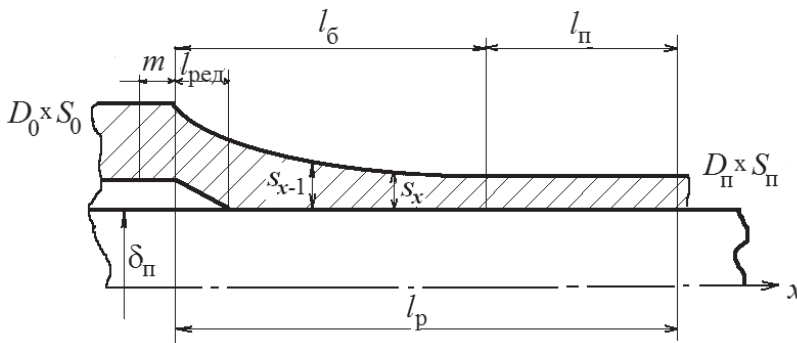


Рис. 3.20. Пилигримовая головка

Пилигримовая головка имеет два участка: боек $l_6 = R_k \cdot \theta_6$ и полирующий $l_{\Pi} = R_k \cdot \theta_{\Pi}$. Боек начинается с участка редуцирования $l_{ред}$ в связи с наличием зазора между внутренней поверхностью исходной заго-

товки и оправкой. Если размеры исходной заготовки (гильзы) $D_0 \times S_0$, то объем подачи длиной m

$$V_{\Pi} = \pi \cdot m \cdot S_0 (D_0 - S_0). \quad (3.76)$$

Истинное обжатие стенки трубы ΔS_x за цикл периодической прокатки в произвольном сечении x рабочего конуса рассчитывается по правилу П. Т. Емельяненко: надо найти координату предыдущего сечения $x-1$ (см. рис. 3.20), отстоящего от данного на величину объема подачи V_{Π} , и взять разность толщин стенок в этих сечениях:

$$\Delta S_x = S_{x-1} - S_x. \quad (3.77)$$

Для оценки производительности станов периодической прокатки используют величину линейного смещения $m\mu$, где μ — коэффициент вытяжки за проход.

Мгновенный очаг деформации (МОД) — часть рабочего конуса, деформируемая в данный момент времени. Каждому поперечному сечению рабочего конуса можно поставить в соответствие МОД.

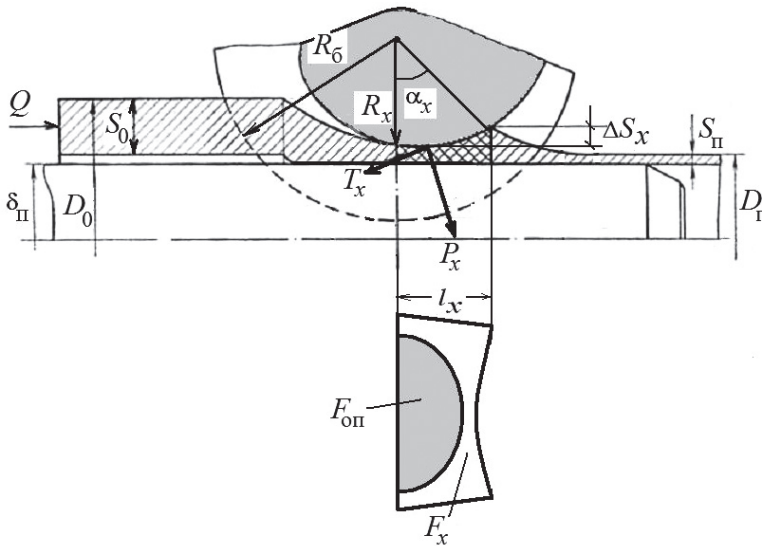


Рис. 3.21. Мгновенный очаг деформации пилигримовой прокатки

На рис. 3.21 изображен продольный разрез МОД, соответствующий произвольному сечению x рабочего конуса. Параметры МОД изменяются по длине рабочего конуса:

угол захвата

$$\alpha_x = \sqrt{\frac{2\Delta S_x}{R_x}};$$

длина

$$l_x = \sqrt{2R_x \cdot \Delta S_x},$$

где ΔS_x определяется по формуле (3.77); R_x — радиус бойка в рассматриваемом сечении.

Площадь горизонтальной проекции контактной поверхности МОД рассчитывается по формуле, аналогичной формуле (3.17):

$$F_x = kl_x D_x,$$

где $k = 0,96...1,13$ — коэффициент формы контактной поверхности; D_x — средний диаметр трубы в МОД.

На контактной поверхности с валком в МОД действуют две силы (см. рис. 3.21): касательная сила трения T_x , и нормальная — P_x , которые также изменяются по длине рабочего конуса. Распределение P_x имеет куполообразный характер, максимальное усилие на валки, кН, можно определить по формуле Ю. Ф. Шевакина и др. [6]:

$$P = (85 - 0,059T) \left(1 + \frac{0,025\sqrt{m_\mu R_\Pi}}{S_\Pi} \right) D_\Pi \sqrt{m_\mu R_\Pi},$$

где T — температура прокатки, °C.

На контактной поверхности (см. рис. 3.21) имеются зоны опережения и отставания. В отличие от обычной прокатки большую часть занимает зона опережения:

$$\frac{F_{\text{оп}}}{F_x} > 0,6,$$

что объясняется большими значениями коэффициента вреза валка (см. формулу (3.2)) $q > 0,6$ и коэффициента осевого скольжения η_x — до 1,5...1,6 [6].

4. Прокатка на станах ХПТ

4.1. Основные понятия и определения

Прокатка на станах ХПТ и ХПТР наряду с пилигримовой прокаткой относится к *периодической*, так как труба прокатывается порциями. Различают холостой и рабочий периоды процесса. В холостом периоде производится *подача* m очередной порции исходной заготовки размерами $D_0 \times S_0$. Объем подачи (см. рис. 4.1)

$$V_{\Pi} = \pi \cdot m \cdot S_0 (D_0 - S_0). \quad (4.1)$$

На большинстве станов перед обратным ходом клетки труба кантуется на *угол кантовки* $\varphi_k = 50 \dots 90^\circ$, хотя известны станы, где подача и кантовка трубы осуществляются одновременно.

Рабочий период включает деформацию трубы при прямом и обратном ходе клетки, причем примерно 70 % объема подачи раскатывается при прямом ходе клетки.

Приводные валки (калибры) станов ХПТ имеют сужающийся по ходу прокатки ручей и называются пилигримовыми. Деформация трубы производится за счет уменьшения высоты калибра на длинной слабоконической оправке.

При периодической прокатке используют понятия *рабочий конус* и *мгновенный очаг деформации* (МОД).

Наружная поверхность рабочего конуса с образующей $D(x)$ повторяет развертку ручья валка вдоль оси прокатки (см. рис. 4.1). Функция $D(x)$ задается калибровкой валков (калибров) станов.

Рабочий конус длиной l_p состоит из следующих участков: редуцирования $l_{ред}$, обжатия $l_{обж}$ и калибровки l_k .

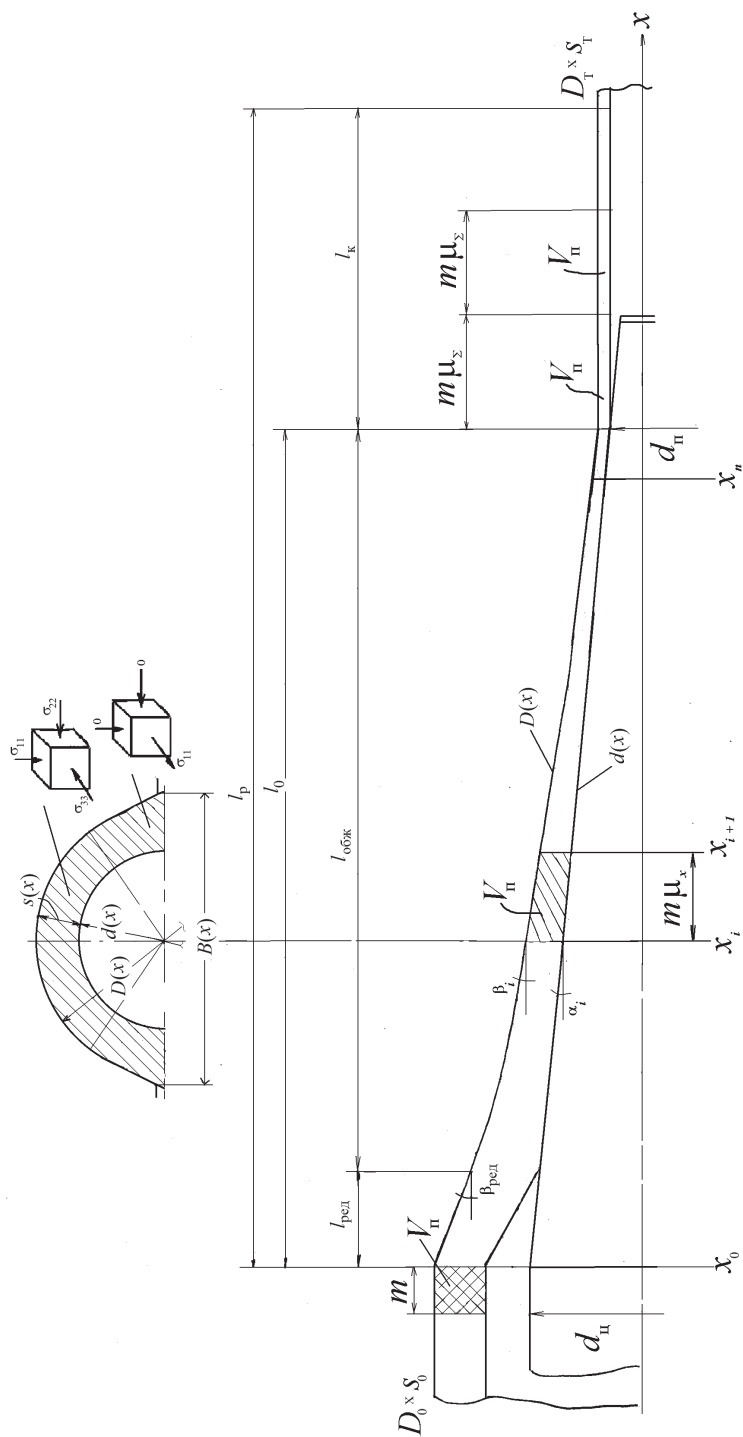


Рис. 4.1. Рабочий конус при периодической прокатке

Каждое поперечное сечение рабочего конуса (см. верхнюю часть рис. 4.1) ограничено круглым калибром с выпусками. Выпуски способствуют лучшему захвату трубы и создают некоторое уширение трубы при прямом ходе клетки, которое определяется шириной калибра B . Раскатка образовавшихся утолщений при обратном ходе клетки улучшает проработку структуры металла и способствует уменьшению поперечной разностенности.

Разность ширины и диаметра калибра называется *развалкой калибра*:

$$\Delta b = B - D. \quad (4.2)$$

При прокатке труб со значительной развалкой вследствие неравномерности обжатий по периметру калибра возникают различные схемы напряженного состояния (см. рис. 4.1). В области вершины калибра схема напряженного состояния приближается к неравномерному всестороннему сжатию, а в частях сечения, соответствующих выпускам, деформирование металла протекает при схеме напряженного состояния, близкой к линейному растяжению. Такая схема напряженного состояния неблагоприятна и может привести к образованию поперечных трещин.

Линейное смещение $m\mu_\Sigma$ — длина участка готовой трубы, который до прокатки был равен подаче m . Длина калибрующего участка выбирается в зависимости от линейного смещения:

$$l_k = K_n m\mu_\Sigma, \quad (4.3)$$

где $K_n = 2...4$ — *коэффициент полировки*, равный числу обжатий объема подачи V_n (см. рис. 4.1) на калибрующем участке, что обеспечивает требуемую точность труб по наружному диаметру.

Коэффициент дробности деформации [14]:

$$n = \frac{3l_{\text{обж}}}{m(1 + 2\mu_\Sigma)}, \quad (4.4)$$

т.е. число обжатий каждого поперечного сечения при прохождении рабочего конуса, обычно $n = 20-30$. Чем выше n , тем выше пластичность металла, при $n < 10$ — большая вероятность образования трещин.

Для обжатия стенки трубы применяются длинные слабоконические оправки с образующей $d(x)$. Относительный перепад диаметров на обжимном участке называется *средней конусностью оправки*:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{d_{\text{н}} - d_{\text{п}}}{2l_0} = 0,001...0,05,$$

где $d_{\text{ц}}$ и $d_{\text{п}}$ — диаметры цилиндрического участка оправки и в сечении пережима соответственно (см. рис. 4.1).

Уравнение прямолинейной образующей оправки имеет вид:

$$d(x) = d_{\text{ц}} - 2x \operatorname{tg} \alpha. \quad (4.5)$$

В настоящее время также находят применение оправки с вогнутой образующей.

Истинное обжатие стенки трубы за цикл периодической прокатки рассчитывается по правилу П. Т. Емельяненко: для определения истинного обжатия в данном сечении рабочего конуса с координатой x_i надо найти координату сечения x_{i+1} , отстоящего от данного на величину объема подачи $V_{\text{п}}$, и взять разность толщин стенок в этих сечениях. Причем для нахождения второй координаты используется условие равенства объемов:

$$V_{\text{п}} = \frac{\pi}{4} \int_{x_i}^{x_{i+1}} (D^2(x) - d^2(x)) dx. \quad (4.6)$$

Используя обозначения рис. 4.1, истинное обжатие в сечении x_i можно рассчитать так:

$$\Delta S_i = S_i - S_{i+1}. \quad (4.7)$$

Истинное обжатие разделяется на прямой и обратный ход клетки:

$$\Delta S_i = \Delta S_{\text{пр}i} + \Delta S_{\text{обр}i}, \quad (4.8)$$

причем для большинства станов

$$\Delta S_{\text{пр}i} = 0,7 \Delta S_i; \quad (4.9)$$

$$\Delta S_{\text{обр}i} = 0,3 \Delta S_i. \quad (4.10)$$

Считая образующие рабочего конуса прямыми, истинное обжатие по толщине стенки можно рассчитать по формуле

$$\Delta S_i = m\mu_i (\operatorname{tg} \beta_i - \operatorname{tg} \alpha_i), \quad (4.11)$$

а истинное обжатие по радиусу трубы — по формуле

$$\Delta R_i = m\mu_i \operatorname{tg} \beta_i, \quad (4.12)$$

где $m\mu_i$ — текущее линейное смещение; $\mu_i = \frac{S_0(D_0 - S_0)}{S_i(D_i - S_i)}$ — текущий коэффициент вытяжки; $\operatorname{tg} \beta_i = \left| \frac{1}{2} D'(x_i) \right|$ — конусность развертки калибра в данном сечении; $\operatorname{tg} \alpha_i = \left| \frac{1}{2} d'(x_i) \right|$ — конусность оправки в данном сечении (здесь штрихом обозначена производная соответствующей функции).

Мгновенный очаг деформации (МОД) — часть рабочего конуса, деформируемая в данный момент времени. Каждому поперечному сечению рабочего конуса можно поставить в соответствие МОД.

4.2. Соотношения в мгновенном очаге деформации

4.2.1. Геометрические соотношения

Параметры МОД изменяются по длине рабочего конуса и различны для прямого и обратного хода клетки. МОД строится для произвольного i -го поперечного сечения рабочего конуса, где калибровкой заданы размеры трубы $D_i \times S_i$, при прямом или обратном ходе клетки (см. рис. 4.2, 4.3).

На рис. 4.2, 4.3 стрелками показаны направления движения клетки со скоростью $v_{\text{кл}}$ и вращения валков с угловой скоростью ω . Основными параметрами МОД являются угол захвата θ_i , длина и площадь горизонтальной проекции контактной поверхности. Полная длина МОД

$$l_{\text{при}}^{\Sigma} = \sqrt{2R_{\text{в}i} \cdot \Delta R_i},$$

где $R_{\text{в}i} = R_0 - D_i/2$ — радиус валка по вершине калибра; R_0 — радиус валка по реборде (см. рис. 4.2); истинное обжатие по радиусу трубы ΔR_i рассчитывается по формуле (4.12).

МОД состоит из зоны обжатия и зоны редуцирования. Обычно в расчетах зоной редуцирования пренебрегают и рассчитывают параметры для зоны обжатия. Длина очага деформации в зоне обжатия стенки для прямого и обратного хода клетки рассчитывается по формулам:

$$l_{\text{при}} = \sqrt{2R_{\text{в}i} \cdot \Delta S_{\text{при}i}}, \quad (4.13)$$

$$l_{\text{обри}} = \sqrt{2R_{\text{в}i} \cdot \Delta S_{\text{обри}i}}, \quad (4.14)$$

где $\Delta S_{\text{при}i}$ и $\Delta S_{\text{обри}i}$ определяются по соотношениям (4.9), (4.10).

Угол захвата в зоне обжатия стенки

$$\theta_i = \sqrt{\frac{2\Delta S_{\text{при}i}}{R_{\text{в}i}}}. \quad (4.15)$$

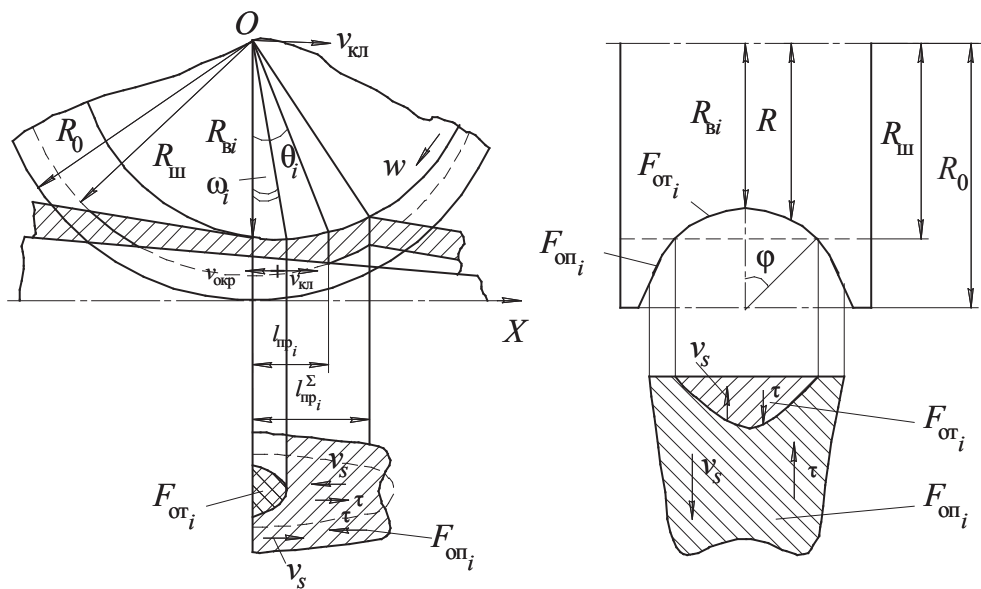


Рис. 4.2. МОД при прямом ходе клетки

Площадь горизонтальной проекции контактной поверхности при прямом и обратном ходе клетки определяется по формулам:

$$F_{\text{при}i} = \eta D_i l_{\text{при}i} + \Delta F_i; \quad (4.16)$$

$$F_{\text{обри}i} = \eta D_i l_{\text{обри}i} + \Delta F_i, \quad (4.17)$$

где

$$\Delta F_i = 3,9 \cdot 10^{-5} \sigma_{\text{в}} D_i \left(\frac{\pi R_0}{8} - \frac{D_i}{6} \right) - \quad (4.18)$$

— приращение контактной поверхности за счет упругого сплющивания валков; $\eta = 1,20 \dots 1,25$ — коэффициент формы контактной поверхности для двухвалковых станов; D_i — диаметр трубы в данном сечении; $l_{\text{пр}i}, l_{\text{обр}i}$ — длина МОД при прямом и обратном ходе клетки (см. формулы (4.13), (4.14)); R_0 — радиус калибра по реборде; σ_b — временное сопротивление металла трубы, рассчитывается по формуле (1.29).

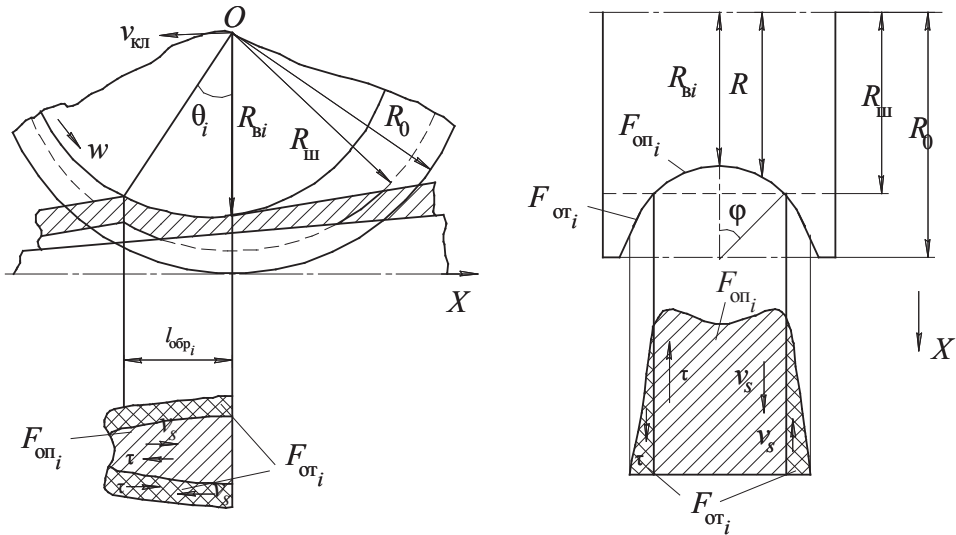


Рис. 4.3. МОД при обратном ходе клетки

В дальнейших выкладках для упрощения записи индексы «пр» и «обр», относящиеся к прямому или обратному ходу клетки, будем опускать, предварительно оговаривая, о каком ходе клетки идет речь.

Далее будет показано, что в зависимости от направления скорости скольжения металла по валку v_s контактная поверхность с валком чаще всего делится на зоны опережения и отставания:

$$F_i = F_{\text{оп}i} + F_{\text{от}i}. \quad (4.19)$$

4.2.2. Скоростные условия

Разность скоростей металла и валка на контактной поверхности оценивается скоростью скольжения:

$$v_s = v_{\text{ме}} - v_{\text{в}}, \quad (4.20)$$

где $v_{\text{ме}}$ — скорость металла; $v_{\text{в}}$ — скорость точек на поверхности вала (калибра).

Скорость скольжения может быть положительной или отрицательной, то есть направленной по движению металла (вдоль оси X на рис. 4.2) или против него. В зависимости от направления v_s контактная поверхность с валком делится на зоны опережения и отставания (см. формулу (4.20)).

В зоне опережения скорость металла больше скорости вала:

$$v_{\text{ме}} > v_{\text{в}} \text{ и } v_s > 0. \quad (4.21)$$

В зоне отставания скорость вала больше скорости металла:

$$v_{\text{в}} > v_{\text{ме}} \text{ и } v_s < 0. \quad (4.22)$$

В нейтральном сечении скорости вала и металла равны:

$$v_{\text{ме}} = v_{\text{в}} \text{ и } v_s = 0. \quad (4.23)$$

Критический угол, определяющий положение нейтрального сечения и протяженность зоны отставания при прямом ходе клетки (см. рис. 4.2), для наиболее распространенного случая $R_{\text{ш}} > R_{\text{вк}}$ рассчитывается по формуле [14]:

$$\omega_i = (1,60 \dots 1,75) \sqrt{\frac{(R_{\text{ш}} - R_{\text{вк}}) S_i}{R_{\text{вк}} \cdot R_{\text{ш}}}}. \quad (4.24)$$

Для определения скорости скольжения по выражению (4.20) рассмотрим скорости точек на поверхности вала (калибра). В отличие от обычной продольной прокатки, где клеть неподвижна и валок совершает только вращательное движение, при прокатке на станах ХПТ валок кроме вращательного движения совершает поступательное вместе с клетью. Для любой точки на поверхности калибра, имеющей радиус R , окружная скорость

$$v_{\text{окр}} = wR, \quad (4.25)$$

где w — угловая скорость вала.

Скорость клетки зависит от величины радиуса ведущей шестерни:

$$v_{\text{кл}} = wR_{\text{ш}}. \quad (4.26)$$

Рассмотрим *прямой ход клетки*. Скорость любой точки на поверхности вала (с учетом направления оси X на рис. 4.2)

$$v_{\text{в}} = v_{\text{кл}} - v_{\text{окр}}, \quad (4.27)$$

где $v_{\text{кл}}$ — поступательная скорость клетки; $v_{\text{окр}}$ — окружная скорость вала.

С учетом формул (4.25) и (4.26) выражение (4.27) примет вид:

$$v_{\text{в}} = w(R_{\text{ш}} - R). \quad (4.28)$$

На рис. 4.4, 4.5 показаны эпюры поступательных скоростей вала вместе с клетью и окружных скоростей точек на линии центров валков, направленных против хода клетки. Для прямого хода клетки и наиболее распространенного случая $R_{\text{ш}} > R_{\text{в}}$ (рис. 4.4, а) скорости вала по высоте калибра имеют разные направления.

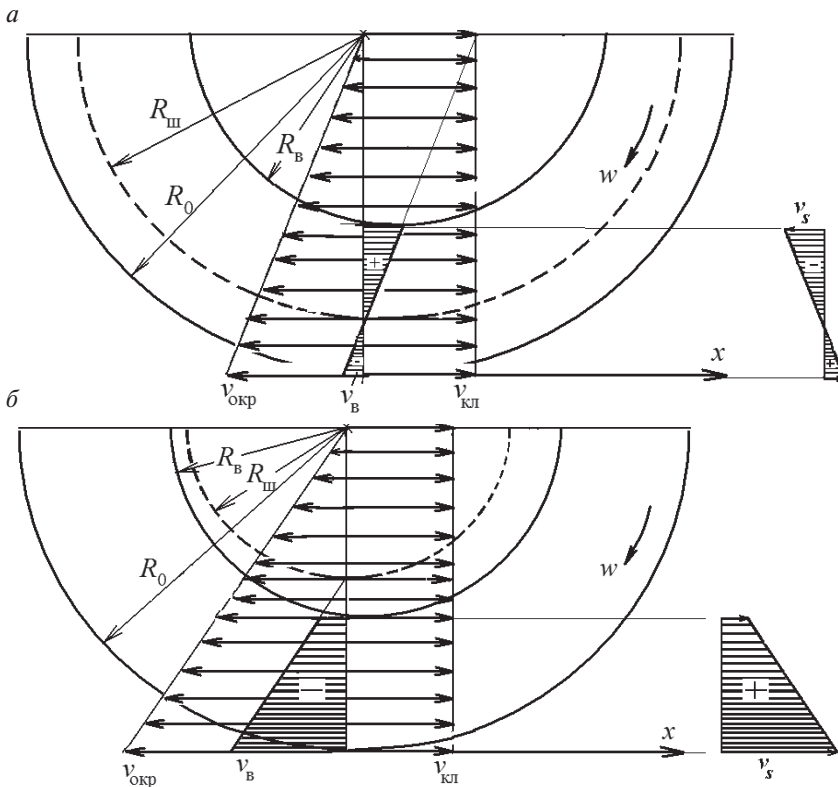


Рис. 4.4. Эпюры скоростей вала при прямом ходе клетки:

$$a - R_{\text{ш}} > R_{\text{в}}; \quad б - R_{\text{ш}} < R_{\text{в}}$$

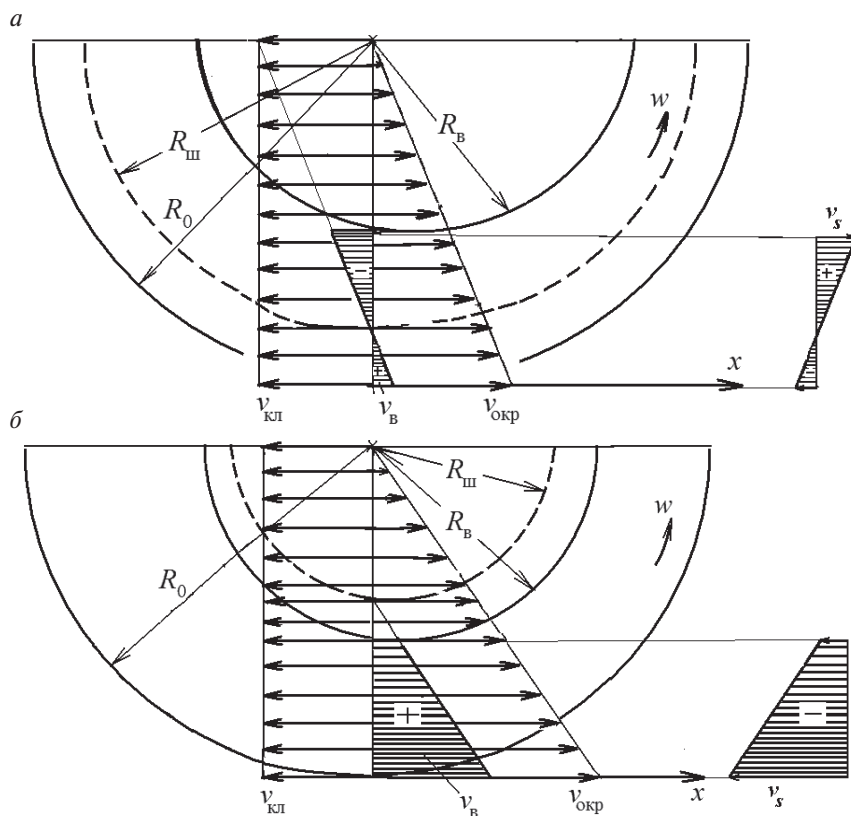


Рис. 4.5. Эпюры скоростей валка при обратном ходе клетки:

$a - R_{\text{ш}} > R_{\text{в}}; б - R_{\text{ш}} < R_{\text{в}}$

Допустим, в первом приближении, что скорость металла мала по сравнению со скоростью валка и ею можно пренебречь, тогда выражение (4.20) упростится:

$$v_s = -v_{\text{в}}, \quad (4.29)$$

то есть эпюра скоростей скольжения по высоте калибра имеет обратное скорости валка направление.

Запишем формулу (4.29) с учетом выражения (4.28):

$$v_s = w(R - R_{\text{ш}}). \quad (4.30)$$

Из анализа формулы (4.30) видно, что зона опережения имеет место в областях калибра с радиусом, большим, чем радиус ведущей шестерни (чаще всего это зоны, примыкающие к выпускам калибра):

$$v_s > 0 \text{ при } R > R_{\text{ш}}.$$

В зоне отставания

$$v_s < 0 \text{ при } R < R_{\text{ш}},$$

что иллюстрирует рис. 4.2.

Для расчета площадей зон отставания и опережения рассматривают два случая [14] по соотношению углов захвата (см. формулу (4.15)) и нейтрального сечения (см. формулу (4.24)):

1) $\theta_i > \omega_i$, и зона отставания ограничена полуэллипсом (см. рис. 4.2), площадь которого рассчитывается по выражению:

$$F_{\text{OT}i} = \frac{1}{2} \omega_i R_i \varphi \pi R_{\text{ш}}, \quad (4.31)$$

где R_i — радиус трубы в данном i -м сечении; $\pi = 3,14$; $\varphi = \arccos\left(\frac{R_0 - R_{\text{ш}}}{R_i}\right)$ — угол, определяющий положение радиуса ведущей шестерни, рад (рис. 4.2).

2) $\theta_i \leq \omega_i$, зона отставания — криволинейная трапеция (см. рис. 4.2), площадь которой определяется по формуле

$$F_{\text{OT}i} = 0,705 R_i \varphi \pi \sqrt{\Delta S_{\text{пр}i} (1 - k_s) R_{\text{в}i}}, \quad (4.32)$$

где $k_s = 0,3 \dots 0,4$ — доля выпуска, не участвующая в деформации.

Зная полную площадь контактной поверхности (см. выражение (4.16)), вычисляют площадь зоны опережения:

$$F_{\text{ОП}i} = F_i - F_{\text{OT}i}. \quad (4.33)$$

В случае $R_{\text{ш}} < R_{\text{в}}$ (см. рис. 4.4, б) скорость клетки меньше окружной скорости вала, на всей контактной поверхности металл опережает валок и

$$F_{\text{OT}i} = 0. \quad (4.34)$$

При *обратном ходе клетки* валок вращается в направлении расширения калибра. При заданном направлении оси X (см. рис. 4.3) скорость вала определится по формуле

$$v_{\text{в}} = v_{\text{окр}} - v_{\text{кл}},$$

после подстановки выражений (4.25) и (4.26)

$$v_b = w(R - R_{\text{ш}}).$$

Используя выражение (4.29) и допуская, что скоростью металла можно пренебречь, получаем:

$$v_s = w(R_{\text{ш}} - R). \quad (4.35)$$

Из сравнения последнего выражения с формулой (4.30) видно, что эпюры скоростей вала по высоте калибра имеют противоположное направление по сравнению с прямым ходом (см. рис. 4.4, 4.5). Для наиболее распространенного случая $R_{\text{ш}} > R_b$ (см. рис. 4.5, а) с учетом выражения (4.35) зона отставания имеет место в области выпусков калибра (см. рис. 4.3) и ее площадь рассчитывается по формуле [14]:

$$F_{\text{оти}} = R_i \sqrt{\Delta S_{\text{обри}} R_{bi}} \cdot [\pi - 2(\varphi + k_s \varphi_b)], \quad (4.36)$$

где $\varphi_s = 0,5 \dots 0,7$ — угол выпуска калибра, рад.

Затем, как и при прямом ходе клетки, определяется площадь зоны опережения по формуле (4.33).

При $R_{\text{ш}} < R_b$ (см. рис. 4.5, б) рассматривают два случая в зависимости от скорости металла, которая определяется текущим коэффициентом вытяжки при обратном ходе клетки [14]:

$$\mu_{\text{обри}} = \mu_i^{0,3}. \quad (4.37)$$

При $\mu_{\text{обри}} \leq R_{bi}/R_{\text{ш}}$ скорость металла невелика, и вся контактная поверхность является зоной отставания:

$$F_i = F_{\text{оти}}. \quad (4.38)$$

При $\mu_{\text{обри}} > R_{bi}/R_{\text{ш}}$ скорость металла увеличивается и вызывает повышенное скольжение по валку. В этом случае в области вершины калибра возникает зона опережения в виде полуэллипса (см. рис. 4.7, б), площадь которой рассчитывается по формуле [14]:

$$F_{\text{опи}} = \pi \sqrt{(R_{\text{ш}} \mu_{\text{обри}} - R_{bi}) R_i} \cdot \sqrt{\Delta S_{\text{обри}} R_{\text{ш}} - S_i (R_{bi} - R_{\text{ш}})}. \quad (4.39)$$

Затем вычисляется площадь зоны отставания по формуле

$$F_{\text{оти}} = F_i - F_{\text{опи}}. \quad (4.40)$$

Ранее было сделано допущение, что скоростью металла можно пренебречь. Рассмотрим влияние скорости металла $v_{mc} > 0$ на эпюры скоростей скольжения и положение зон опережения — отставания по глубине калибра (рис. 4.6, 4.7).

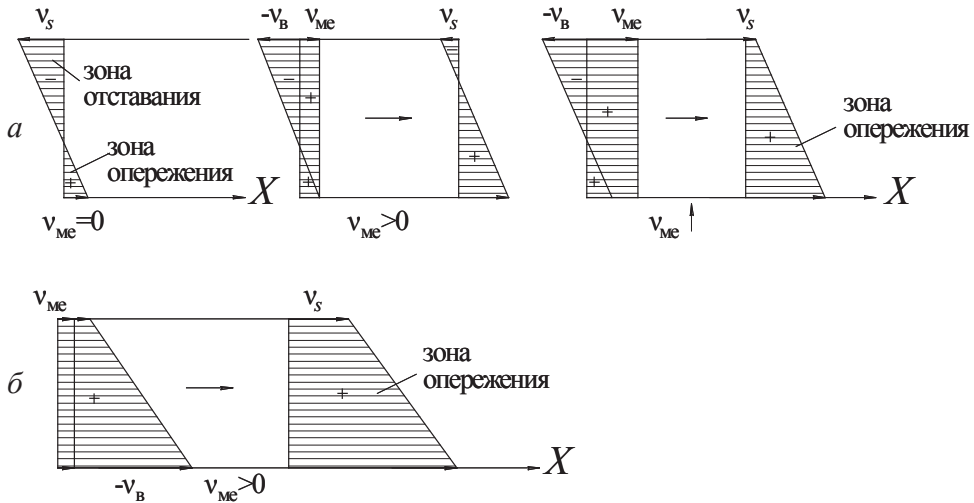


Рис. 4.6. Влияние скорости металла на эпюры скоростей скольжения по глубине калибра при прямом ходе клетки:

$$a - R_{ш} > R_b; б - R_{ш} < R_b$$

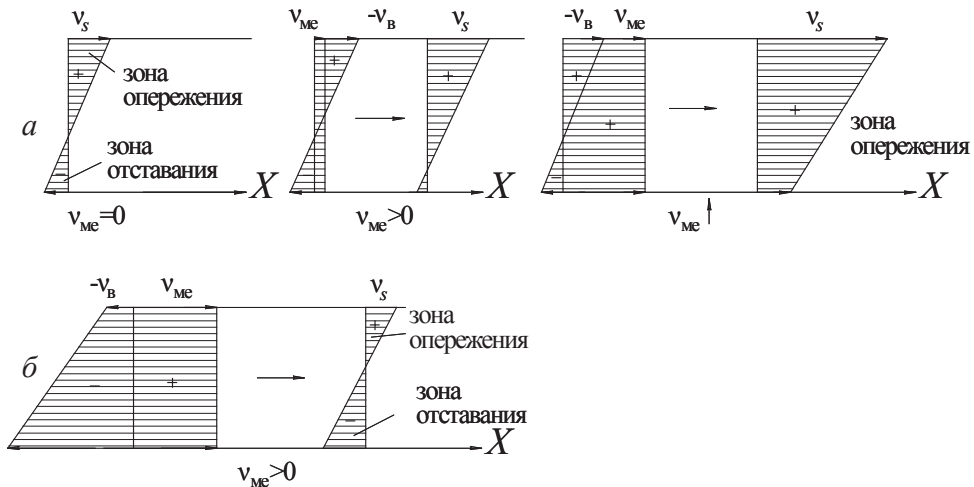


Рис. 4.7. Влияние скорости металла на эпюры скоростей скольжения по глубине калибра при обратном ходе клетки:

$$a - R_{ш} > R_b; б - R_{ш} < R_b$$

При прямом ходе клетки и $R_{\text{ш}} > R_{\text{в}}$ (см. рис. 4.6, а) возрастание скорости металла приводит к уменьшению зоны отставания вплоть до полного ее исчезновения и образования однозонной контактной поверхности с опережением. При $R_{\text{ш}} < R_{\text{в}}$ (см. рис. 4.6, б) увеличение скорости металла качественно не меняет картину распределения скорости скольжения: всю контактную поверхность продолжает занимать зона опережения.

При обратном ходе клетки и $R_{\text{ш}} > R_{\text{в}}$ (см. рис. 4.7, а) влияние скорости металла на скольжение аналогично такому влиянию при прямом ходе. Для случая же $R_{\text{ш}} < R_{\text{в}}$ (см. рис. 4.7, б) увеличение скорости металла приводит к появлению зоны опережения в области вершины калибра (см. формулу (4.39)).

4.3. Анализ и пути совершенствования калибровок инструмента

Инструмент стана ХПТ — калибры и оправка. Задача калибровки — расчет размеров инструмента, подготовка чертежей и технологической документации для изготовления инструмента.

Рациональная калибровка инструмента должна обеспечивать:

- прокатку труб требуемого качества (по точности, чистоте поверхности, механическим и другим свойствам) при максимальной производительности;
- минимальные затраты энергии на деформацию;
- высокую стойкость инструмента.

Калибровка инструмента рассчитывается совместно (калибров и оправки) путем регулярного разбиения рабочего конуса на контрольные участки (сечения). Существуют методики для расчетов вручную, однако в последние десятилетия для проведения расчетов разработаны пакеты прикладных программ, позволяющие учитывать множество факторов и анализировать различные методики расчета.

4.3.1. Анализ известных методик расчета калибровок инструмента

В литературе рассматривается несколько поколений калибровок станов ХПТ [15].

Калибровки *первого поколения* (линейно-конусные) имели постоянную или ступенчатую конусность развертки ручья и постоянную конусность оправки (рис. 4.8, *а*). Основоположником их был П. Т. Емельяненко (1937). Недостатки этих калибровок объясняются разработкой их применительно к горячей пилигримовой прокатке. Они отличались возрастанием относительных обжатий по ходу прокатки, ростом упрочнения металла и усилий прокатки к концу обжимной зоны, растрескиванием труб из-за чрезмерного обжатия наклепанного металла.

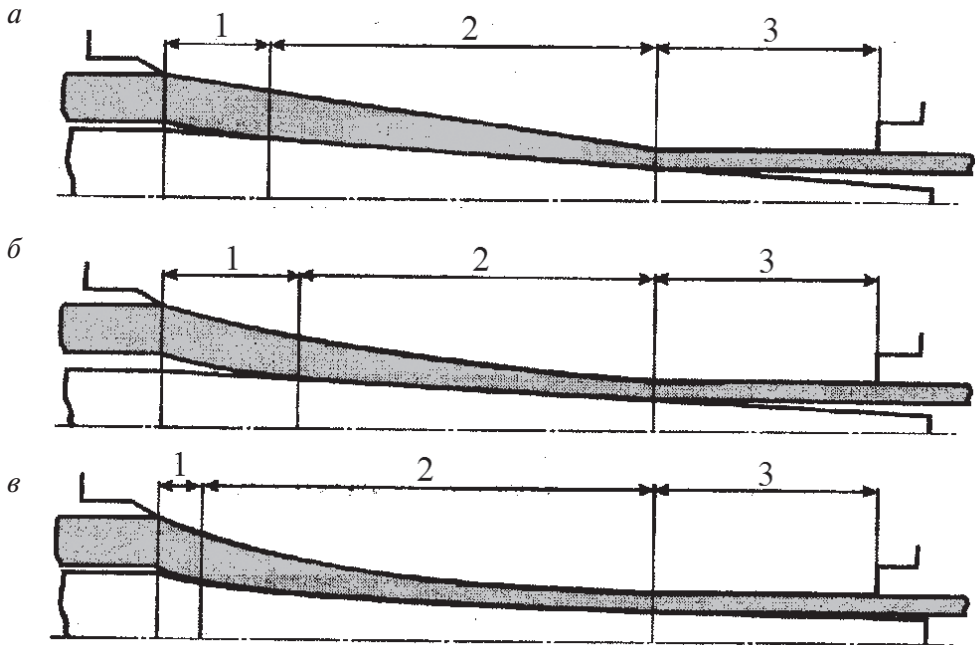


Рис. 4.8. Поколения калибровок:

а — первое; *б* — второе; *в* — третье; 1 — зона редуцирования; 2 — участок обжатия; 3 — калибрующий участок

Для калибровок *второго поколения* (рис. 4.8, *б*) характерны переменная конусность развертки ручья и постоянная конусность оправки. Первые калибровки этого типа разработаны в конце 50-х — начале 60-х годов XX в. и широко используются до сих пор. Эти калибровки позволили повысить эффективность процесса ХПТ путем обеспечения режима обжатий, соответствующего изменению свойств металла при повышении деформации (главным образом, упрочнения). Типичные

представители этих калибровок — МИСиС [14] и НИТИ-НТЗ [16]. Общие признаки этих калибровок — падающий режим относительных обжатий по ходу прокатки, наличие зоны свободного редуцирования и использование оправки с прямолинейной образующей. По каждому признаку выявились недостатки. Так, свободное редуцирование отличается неблагоприятной схемой напряженного состояния, вызывает нежелательное утолщение стенки, а при прокатке толстостенных труб на внутренней поверхности труб образуются складки, которые в дальнейшем преобразуются в продольные трещины. Прокатка на конической оправке приводит к противоречию между производительностью и точностью труб. Увеличение подачи ведет к росту производительности, так как увеличивается линейное смещение. Но с другой стороны, увеличение линейного смещения уменьшает коэффициент полировки, что снижает точность труб по диаметру. Кроме того, ухудшается и точность толщины стенки труб, так как с оправки сходит участок рабочего конуса, отстоящий от пережима на значительном расстоянии. Для повышения точности труб необходимо уменьшать конусность оправки и ручья калибра вблизи «пережима», однако при линейной образующей оправки это приводит к увеличению зоны редуцирования, недостатки которой отмечены выше.

Калибровки второго поколения разрабатывались в отсутствие мощной вычислительной техники и предназначены для выполнения расчетов вручную с применением вспомогательных графиков или таблиц. При этом для преодоления математических трудностей, возникающих при решении дифференциальных уравнений (подробнее об этом см. далее), авторы прибегали к определенным упрощениям, что приводило к искажению заданных режимов обжатий.

Для устранения указанных недостатков и повышения качества труб были разработаны калибровки *третьего поколения* (см. рис. 4.8, в), отличающиеся переменной конусностью ручья и оправки. Оправка в этом случае называется криволинейной или вогнутой, хотя известны калибровки с выпуклой и вогнуто-выпуклой образующей оправки (см., например, А. с. СССР № 659216, Б. и. № 16, 1979 и № 761043, Б. и. № 33, 1980). Построение согласованных профилей калибра и оправки, удовлетворяющих определенным граничным условиям и критериям, представляет собой довольно сложную математическую задачу из области функционального анализа, разрешимую только с помощью ЭВМ. Поэтому разработка таких калибровок стала возможной с появ-

лением ЭВМ с середины 70-х годов XX в. и развивается более 30 лет. Представителями этих калибровок являются калибровка УралНИТИ (В. Г. Миронов, [17]), калибровки, разработанные на Украине, КПО [15], калибровки фирмы Mannesmann и др.

В упомянутых выше калибровках поперечное сечение трубы считается идеально круглым. Калибровки, где рассматривается некруглое поперечное сечение (утонение—утолщение в области выпусков калибра), называются калибровками *четвертого поколения*. Однако за неимением надежных методик расчета формоизменения эти калибровки не получили еще значительного развития.

Математически задача расчета калибровки сводится к построению зависимостей образующих калибра $D(x)$ и оправки $d(x)$, где x — продольная координата (см. рис. 4.1), на обжимном участке длиной l_0 , удовлетворяющих граничным условиям и некоторым критериям. При этом сечение трубы считается идеально круглым, не зависящим от угловой координаты. Граничные условия обеспечивают прокатку труб нужного размера:

$$D(0) = D_0;$$

$$D(0) = d(0) + 2S_0 + \Delta_1;$$

$$D(l_0) = D_T;$$

$$d(l_0) = D_T - 2S_T,$$

где D_0 , S_0 , D_T , S_T — исходные и конечные размеры трубы; Δ_1 — зазор для ввода оправки.

Кривые образующих калибра и оправки согласованы следующим образом:

$$D(x) = d(x) + 2S(x); \quad (4.41)$$

$$D'(l_0) = d'(l_0), \quad (4.42)$$

где штрихом обозначена производная функции. Последнее условие обеспечивает уменьшение продольной разностенности труб.

Чаще всего при расчете калибровки изначально строится функция изменения толщины стенки $S(x)$, которая должна удовлетворять следующим граничным условиям:

$$S(0) = S_0; \quad (4.43)$$

$$S(l_0) = S_T; \quad (4.44)$$

$$d'(l_0) = -2 \operatorname{tg} \alpha \text{ или } \frac{dS(x)}{dx} = 0. \quad (4.45)$$

Условие (4.45) означает равенство наклона образующих калибра и оправки в сечении пережима и совпадает с условием (4.42).

Исходной посылкой для определения функции $S(x)$ и расчета профиля ручья калибров является заданный режим истинных относительных обжатий:

$$f(x) = \Delta S_i / S_i, \quad (4.46)$$

где абсолютное истинное обжатие ΔS_i определяется по формуле (4.7).

К функции $f(x)$ предъявляются следующие требования. Она должна быть монотонно убывающей:

$$f'(x) < 0, \quad (4.47)$$

вогнутой:

$$f''(x) > 0 \quad (4.48)$$

и должна затухать (стремиться к 0) к концу обжимного участка:

$$\lim_{x \rightarrow l_0} f(x) = 0. \quad (4.49)$$

Условия (4.47), (4.48) отражают компенсацию упрочнения металла по мере накопления степени деформации и увеличения обжатия; условие (4.49) обеспечивает отсутствие остаточного обжатия на предкалибрующем участке и снижение поперечной разностенности труб.

Рассмотрим три наиболее распространенные в Уральском регионе методики.

4.3.1.1. Методика НИТИ-НТЗ

В этой методике для определения толщины стенки в произвольном сечении «х» рабочего конуса при заданном режиме обжатий стенки по длине ручья $f(x)$ используется формула Я. Е. Осады [16]:

$$S(x) = \frac{1}{\frac{1}{\frac{\Delta_1}{2} + S_0} + \frac{1}{m S_0 D_0} \int_0^x \left(\frac{d_u}{2} - x \operatorname{tg} \alpha \right) f(x) [2 + f(x)] dx}. \quad (4.50)$$

Функция истинных обжатий $f(x)$ задается в виде параболы

$$f(x) = A + Bx^2, \quad (4.51)$$

где A, B — коэффициенты, определяемые из граничных условий.

Вид функции (4.51) показан на рис. 4.9 (кривая 2): видно, что она не удовлетворяет условию вогнутости (4.48), что приводит к повышению относительных обжатий и возрастанию усилий прокатки.

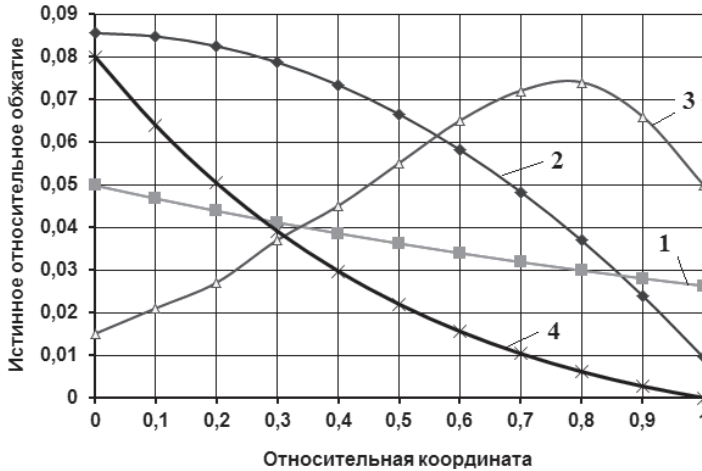


Рис. 4.9. Распределение истинных относительных обжатий для различных методик:
1 — МИСиС; 2 — НИТИ-НТЗ; 3 — УралНИТИ; 4 — по формуле (4.64)

Функция (4.50) удовлетворяет граничному условию (4.43), а функция (4.51) должна удовлетворять условию в соответствии с требованием (4.49):

$$\text{при } x = l_0 \quad f(x) = 0, \quad (4.52)$$

откуда определяется один из коэффициентов, например,

$$A = -Bl_0^2. \quad (4.53)$$

Для предотвращения образования продольной разностенности на калибрующем участке функция (4.50) должна удовлетворять условию (4.45), которое выполняется при удовлетворении (4.52).

Для выполнения условия (4.44) требуется, чтобы при $x = l_0$

$$\int_0^x \left(\frac{d_u}{2} - x \operatorname{tg} \alpha \right) f(x) [2 + f(x)] dx = m S_0 D_0 \left(\frac{1}{S_T} - \frac{1}{S_0 + \frac{\Delta_1}{2}} \right). \quad (4.54)$$

Условие (4.54) используется для определения второго коэффициента функции истинных обжатий (4.51). Подставим выражение (4.51) в (4.54), учтя формулу (4.53), и после интегрирования получим квадратное уравнение для определения коэффициента B в функции (4.51). После интегрирования (4.54) получаем:

$$B^2 \left[\frac{1}{2} d_{\text{ц}} l_0^4 x - \frac{1}{2} (\text{tg } \alpha) l_0^4 x^2 - \frac{1}{3} d_{\text{ц}} l_0^2 x^3 + \frac{1}{2} (\text{tg } \alpha) l_0^2 x^4 + \right. \\ \left. + \frac{1}{10} d_{\text{ц}} x^5 - \frac{1}{6} (\text{tg } \alpha) x^6 \right] + B \left[-d_{\text{ц}} l_0^2 x + (\text{tg } \alpha) l_0^2 x^2 + \frac{1}{3} d_{\text{ц}} x^3 - \frac{1}{2} (\text{tg } \alpha) x^4 \right] = m S_0 D_0 \left(\frac{1}{S_T} - \frac{1}{S_0 + \frac{\Delta_1}{2}} \right).$$

Обозначим первую квадратную скобку $F_1(x)$, вторую — $F_2(x)$, тогда

$$B^2 F_1(x) + B F_2(x) - m S_0 D_0 \left(\frac{1}{S_T} - \frac{1}{S_0 + \frac{\Delta_1}{2}} \right) = 0.$$

Решение этого квадратного уравнения (знак выбран из условия, что функция (4.51) должна быть убывающей, то есть $B < 0$):

$$B = \frac{-F_2(l_0) - \sqrt{F_2^2(l_0) + 4 \cdot F_1(l_0) m S_0 D_0 \left(\frac{1}{S_T} - \frac{1}{S_0 + \frac{\Delta_1}{2}} \right)}}{2 F_1(l_0)}.$$

Таким образом, после определения коэффициентов A и B функция (4.51) определена. Далее, после подстановки (4.47) в (4.46) и интегрирования вычисляется толщина стенки $S(x)$ в любом сечении рабочего конуса.

Например, для прохода прокатки $55 \times 6,3 \rightarrow 32 \times 3$ мм с подачей $m = 12$ мм (сталь 10) функция (4.51) имеет вид:

$$f(x) = 0,0855 - 4,7478 \cdot 10^{-7} x^2.$$

График этой функции изображен на рис. 4.9 (кривая 2).

Анализ показывает хорошее соответствие заданных и реальных функций истинных обжатий в методике НИТИ-НТЗ. Убывающий характер этого закона обеспечивает и более благоприятное распределение усилия металла на валок (см. рис. 4.10) с точки зрения продольной разностенности труб: к концу обжимного участка усилие плавно снижается и его величина, как будет показано ниже, почти в 2 раза меньше, чем при использовании методики МИСиС. Однако выпуклый характер функции истинных обжатий приводит к возрастанию усилия в середине обжимного участка до 350 кН, что может привести к повышенному износу калибров.

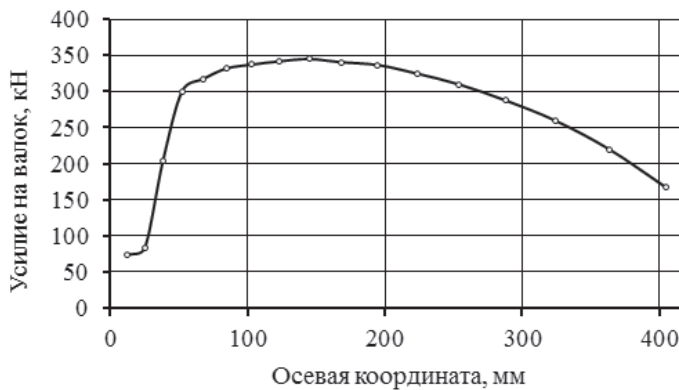


Рис. 4.10. Распределение усилия металла на валок по длине рабочего конуса при прямом ходе клетки (методика НИТИ-НТЗ)

Особенностью калибровки по методике НИТИ-НТЗ является значительная конусность оправки $\text{tg}\alpha$ и малая зона редуцирования, что объясняется небольшим зазором для ввода оправки Δ_1 , который назначается по рекомендациям.

Область применения: равномерный режим обжатий с малым редуцированием позволяет использовать эту методику для прокатки труб из малопластичных сталей и сплавов (высокоуглеродистых сталей типа 45, легированных сталей ШХ 15, 30 ХГСА, 40Х и др.).

4.3.1.2. Методика МИСиС

Для определения функции $S(x)$ в данной методике [14] используется приближенная зависимость для расчета истинного обжатия

(см. выражение (4.11)). С учетом направления оси x , конусность развертки калибра $2\operatorname{tg}\beta = -\frac{dD}{dx}$, конусность оправки $2\operatorname{tg}\alpha = -\frac{dd(x)}{dx}$ и $2\operatorname{tg}\beta = -\frac{dd(x)}{dx} - 2\frac{dS(x)}{dx}$; выражение (4.11) используется в виде:

$$\Delta S_i = -m\mu_i \frac{dS(x)}{dx}. \quad (4.55)$$

Далее в данной методике принимается допущение $\mu_i \approx \frac{S_0}{S_i}$, т.е. суммарный коэффициент вытяжки в данном сечении принимается равным коэффициенту вытяжки по стенке, что существенно занижает его значение. Это допущение позволяет легко разрешить дифференциальное уравнение (4.55) относительно $S(x)$:

$$\begin{aligned} \Delta S_i &= -m \frac{S_0}{S_i} \frac{dS}{dx}; \\ f(x) &= \frac{\Delta S_i}{S_i} = -m \frac{S_0}{S_i^2} \frac{dS}{dx}; \\ \int f(x) dx &= -m S_0 \int \frac{dS}{S_i^2}; \\ S(x) &= \frac{m S_0}{\int f(x) dx + C}, \end{aligned} \quad (4.56)$$

где C — константа интегрирования; m — подача.

Последнее дифференциальное уравнение позволяет определить распределение толщины стенки по длине рабочего конуса для любого закона $f(x)$.

В данной методике режим истинных обжатий (см. выражение (4.46)) задается экспоненциальной функцией:

$$f(x) = A e^{-n_2 \frac{x}{l_0}}, \quad (4.57)$$

где $A, n_2 = 0,64$ — коэффициенты; $l_0 = l_{\text{обж}} + l_{\text{ред}}$ — длина обжимного участка (см. рис. 4.1).

После подстановки выражения (4.57) в (4.56) и интегрирования получается:

$$S(x) = \frac{mS_0}{-A \frac{l_0}{n_2} e^{-n_2 \frac{x}{l_0}} + C}, \quad (4.58)$$

где коэффициенты A и C определяются из граничных условий (см. формулы (4.43), (4.44)):

$$A = \frac{n_2 m \left(\frac{S_0}{S_T} - 1 \right)}{l_0 (1 - e^{-n_2})}; \quad (4.59)$$

$$C = m + A \frac{l_0}{n_2}.$$

После подстановки значений коэффициентов из формулы (4.59) в (4.58) получена следующая зависимость:

$$S(x) = S_0 \left[\frac{\frac{S_0}{S_T} - 1}{1 - e^{-0,64}} \left(1 - e^{-0,64 \frac{x}{l_0}} \right) + 1 \right]^{-1}. \quad (4.60)$$

Далее проанализируем вид функции истинных обжатий (формула (4.57)), принятый в данной методике и представленный на рис. 4.9, кривая 1. Видно, что она не удовлетворяет условию (4.49), и это является одним из недостатков рассматриваемой методики. Избыточное обжатие на предкалибрующем участке может вызвать повышенное усилие прокатки и продольную разностенность.

Вследствие такого вида функции (4.57) не удовлетворяется и условие (4.45), что также может привести к образованию продольной разностенности труб.

Для исправления этого недостатка при прокатке труб повышенной точности и тонкостенных ($S_T < 1,5$ мм) рекомендуется введение прямолинейного предотделочного (предкалибрующего) участка длиной $l_{nk} = (1 \dots 1,4) m_{\Sigma}$, конусность которого равна конусности оправки. При прокатке труб промежуточных размеров и толстостенных необходимость в этом участке отпадает.

Проанализируем далее соответствие заданного и реального режимов обжатий для прохода прокатки $55 \times 6,3 \rightarrow 32 \times 3$ мм с подачей $m = 12$ мм (сталь 10). В этом случае коэффициент функции (4.57) $A = 0,0498$, и заданный закон истинных обжатий приведен на рис. 4.11. За счет принятого допущения о равенстве суммарного коэффициента вытяжки и коэффициента вытяжки по стенке ($\mu_i \approx \frac{S_0}{S_i}$) реальный

закон истинных обжатий (рис. 4.11) значительно отличается от заданного, причем наиболее существенно — на предкалибрующем участке (относительное обжатие увеличивается почти в 2 раза). Это приводит к значительному росту усилий металла на валок в конце обжимного участка (280 кН на рис. 4.12 против 170 кН в методике НИТИ-НТЗ на аналогичном рис. 4.10) и возможному образованию продольной разностенности труб в связи со снижением жесткости клетки и валков.

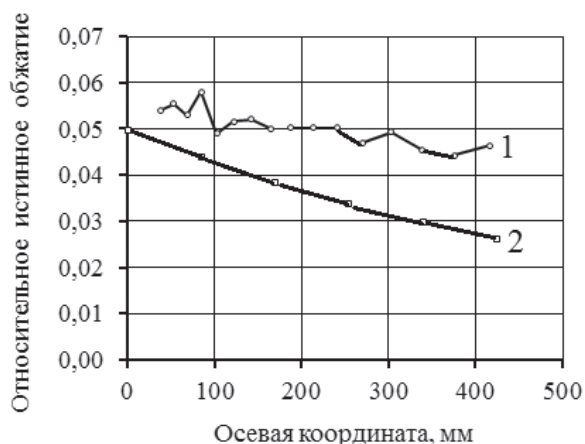


Рис. 4.11. Распределение истинных относительных обжатий по длине рабочего конуса при использовании методики МИСиС: реальное (верхняя кривая) и заданное (нижняя кривая)

Особенности этой методики: большой зазор Δ_1 , который образуется благодаря малой конусности оправки, задаваемой по рекомендациям авторов. Для этой калибровки характерна большая зона редуцирования, которая выделяется в самостоятельный участок, и рассчитывается утолщение стенки.

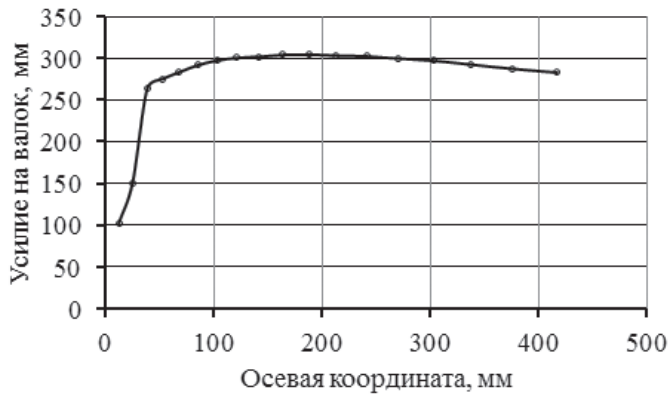


Рис. 4.12. Распределение усилия металла на валок по длине рабочего конуса при прямом ходе клетки (методика МИСиС)

Для этой методики характерен более интенсивный режим обжатий и большое редуцирование по наружному диаметру с утолщением стенки, поэтому ее рекомендуется применять для пластичных сталей и сплавов типа малоуглеродистых (сталь 10) и коррозионно-стойких (типа X18H10T), а также для некоторых медных, титановых и других сплавов.

4.3.1.3. Методика УралНИТИ

Отличия этой методики от рассмотренных выше заключаются в использовании оправки с криволинейной вогнутой образующей. Уравнение оправки в данной методике [17] имеет вид квадратичной параболы:

$$d(x) = d_{\text{ц}} + a\Delta d \left(\frac{x}{l_0} \right)^2 - (a+1) \frac{x\Delta d}{l_0}, \quad (4.61)$$

где $a = 0,75 \dots 0,85$ — параметр кривизны оправки; $\Delta d = d_{\text{ц}} - d_{\text{н}}$ — максимальный перепад диаметра оправки на обжимном участке (см. рис. 4.13).

При $a = 0$ уравнение (4.61) преобразуется в уравнение прямой линии (4.5).

Очевидно, что оправка с прямолинейной образующей имеет постоянную конусность, а оправка с криволинейной образующей — переменную. Причем уменьшающаяся по ходу прокатки конусность позво-

ляет повысить точность труб за счет минимальной конусности в конце рабочего участка и уменьшить зону редуцирования благодаря увеличению конусности в начале рабочего участка.

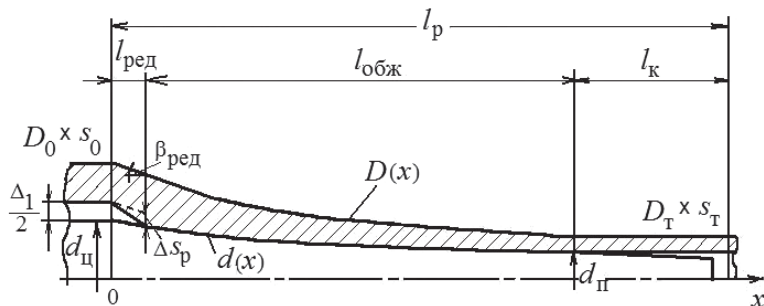


Рис. 4.13. Схема для расчета калибровки по методике УралНИТИ

Также в этой методике изначально задается функция образующей рабочего конуса $D(x)$, а толщина стенки — как полуразность наружного и внутреннего диаметров трубы:

$$S(x) = \frac{1}{2}(D(x) - d(x)).$$

Такой подход не позволяет в полной мере управлять режимом обжатия стенки трубы по длине рабочего конуса и, как следствие, распределением усилий на калибры. Расчеты показали, что функция истинных обжатий в данном случае имеет куполообразный вид, причем ее максимум смещен к концу обжимного участка (см. рис. 4.9, кривая 3). Аналогичный характер имеет и распределение усилий (см. рис. 4.14), что приводит, как и при использовании методики МИСиС, к снижению точности прокатываемых труб, а также к повышенному износу калибров.

Функция образующей рабочего конуса $D(x)$ строится по трем кривым: квадратичной параболе в зоне редуцирования, кубической параболе в зоне обжатия стенки и прямой линии на калибрующем участке:

$$D(x) = \begin{cases} A_1 + A_2x + A_3x^2 & \text{при } x \in \ell_{\text{ред}}; \\ A_4 + A_5x + A_6x^2 + A_7x^3 & \text{при } x \in \ell_{\text{обж}}; \\ D_T & \text{при } x \in \ell_k, \end{cases}$$

где $A_1 \dots A_7$ — коэффициенты, определяемые из граничных условий.

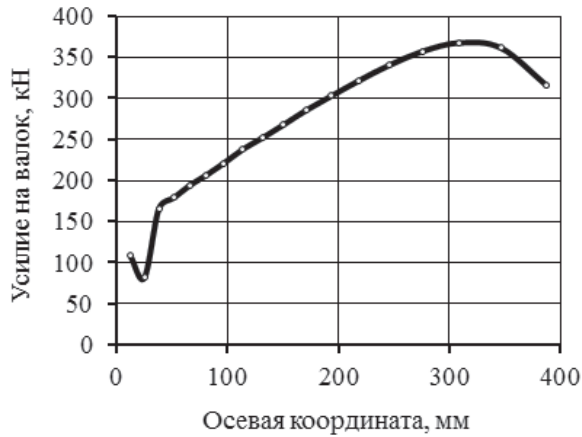


Рис. 4.14. Распределение усилия металла на валок по длине рабочего конуса при прямом ходе клетки (методика УралНИТИ)

Приведенные функции, в частности для обеспечения непрерывности образующей рабочего конуса, должны быть согласованы на границах по значению и первой производной. Для определения коэффициентов используются 6 граничных условий:

$$\left\{ \begin{array}{l} D(x) = D_0 \text{ при } x = 0 \Rightarrow A_1 = D_0; \\ D(x) = D_T \text{ при } x = \ell_0; \\ D(x)_{-0} = D(x)_{+0} \text{ при } x = \ell_{\text{ред}}; \\ D'(x)_{-0} = D'(x)_{+0} = 2 \operatorname{tg} \beta_{\text{ред}} \text{ при } x = \ell_{\text{ред}}; \\ D'(x) = d'(x) \text{ при } x = \ell_0; \\ D(x) = d + 2(s_0 + \Delta s_p) \text{ при } x = \ell_{\text{ред}}, \end{array} \right. \quad (4.62)$$

где символами -0 и $+0$ обозначены значения функции слева и справа от границы; штрихом — первая производная; $\operatorname{tg} \beta_{\text{ред}}$ — конусность развертки в конце зоны редуцирования; Δs_p — утолщение стенки в зоне редуцирования, подсчитываемое по формуле из методики МИСиС.

Пятое условие в выражении (4.62) означает равенство углов наклона образующих калибра и оправки в конце зоны обжатия, что обеспечивает минимальную продольную разностенность.

Таким образом, для определения 7 коэффициентов используется 6 граничных условий, то есть калибровка строится с точностью до одного свободного параметра — конусности развертки в конце зоны редуцирования $\operatorname{tg} \beta_{\text{ред}}$. Для расчета калибровки авторами разработана про-

грамма для ЭВМ, где используются элементы оптимизации нахождения свободного параметра, например, по критерию минимального усилия на валки или минимальной продольной разностенности [17]. Предложенная методика в упрощенном варианте использована и в учебном пакете программ [18,19], где параметр $\text{tg}\beta_{\text{ред}}$ задается в диалоговом режиме.

4.3.2. Учет упругой деформации клетки и валков

В приведенных методиках расчета калибровки определяется диаметр трубы в данном сечении D_i , который лишь косвенно характеризует размер калибра. При изготовлении калибров обычно задается их глубина, которая в каждом сечении рассчитывается по соотношению (рис. 4.15):

$$H_i = \frac{D_i - \Delta_2}{2}, \quad (4.63)$$

где Δ_2 — зазор между ребрами калибров.

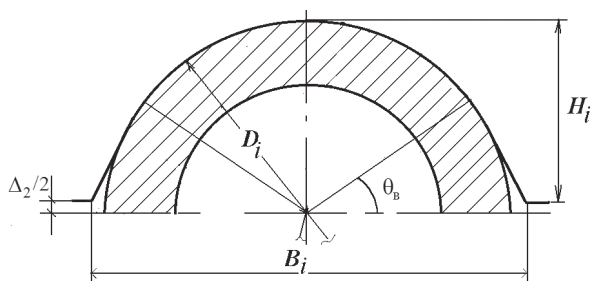


Рис. 4.15. Схема к расчету глубины калибра H_i

Зазор Δ_2 может изменяться по длине рабочего конуса вследствие упругой деформации клетки и валков. На стандартных отечественных станах зазор Δ_2 изменяется мало и может быть задан постоянным по всей длине рабочего конуса.

В общем случае величина зазора непостоянна, и ее увеличение определяется упругой деформацией, мм, которая может быть рассчитана по данным В. И. Соколовского:

для стана ХПТ-32	$\varepsilon_y = 0,0015 P;$
ХПТ-55	$\varepsilon_y = 0,0011 P;$
ХПТ-75(90)	$\varepsilon_y = 0,0009 P,$

где P — усилие на валок в данном сечении рабочего конуса, кН.

Таким образом, фактический зазор

$$\Delta_{2\phi} = \Delta_2 + \varepsilon_y$$

и должен учитываться при определении глубины калибра по формуле (4.63).

При отсутствии данных о жесткости клетки величину упругой деформации определяют по замерам реального диаметра трубы на рабочем конусе и в сравнении с расчетным диаметром по калибровке D_i . Сказанное особенно важно при изготовлении труб повышенной точности.

Для компенсации упругой деформации калибрующий участок рекомендуется [14] выполнять коническим. В конце калибрующего участка диаметр ручья должен быть больше, чем в начале, на величину упругой деформации валков (рис. 4.16):

$$D'_T - D_T = \varepsilon_y.$$

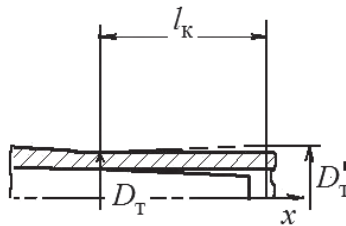


Рис. 4.16. Схема конического калибрующего участка

Упругая деформация валков на калибрующем участке, мм, может быть определена по экспериментальным данным [14]:

для стана ХПТ-32 $\varepsilon_y = 0,0008 P$;

ХПТ-55 $\varepsilon_y = 0,0005 P$;

ХПТ-75(90) $\varepsilon_y = 0,0003 P$,

где P — усилие на валок на калибрующем участке, кН, которое может быть определено как среднее по формуле (4.74).

4.3.3. Совершенствование режима истинных обжатий

Как было показано выше, различные методики расчета калибровок инструмента предусматривают задание функции истинных обжатий в виде элементарных функций (линейной, параболической (см. вы-

ражение (4.51)) или экспоненциальной, формула (4.57)). Эти функции должны удовлетворять сформулированным выше требованиям (см. формулы (4.47)...(4.49)), учитывающим характер упрочнения металла. Однако приведенный выше анализ показал, что используемые в известных методиках функции получены при довольно грубых допущениях и не удовлетворяют некоторым сформулированным требованиям, что приводит к искажению заданного режима обжатий, возрастанию усилий прокатки и снижению точности труб. В методике УралНИТИ функция истинных обжатий не задается, что также приводит к перечисленным выше недостаткам.

Чтобы устранить эти недостатки, зададим функцию истинных обжатий изначально в виде произведения элементарных функций:

$$f(x) = B \cdot \left(\frac{x}{l_0} - 1 \right) \cdot e^{A \cdot \frac{x}{l_0}}, \quad (4.64)$$

где A и B — коэффициенты, определяемые из граничных либо иных условий.

Функция (4.64) удовлетворяет условиям (4.47), (4.49) и позволяет получать различные режимы истинных обжатий (см. рис. 4.17). Из графиков видно, что условие вогнутости функции (4.48) удовлетворяется только при $A < 0$. Поэтому коэффициент A варьировали и его оптимальное значение нашли из условия минимальной нагрузки на предкалибрующем участке для обеспечения минимальной продольной разностенности труб: $A = -1, 2$.

Далее рассмотрим последовательность определения функции распределения толщины стенки по длине рабочего конуса $S(x)$ с заданным режимом истинных обжатий (4.64).

Используем оправку с параболической образующей по уравнению (4.48), которое для удобства выкладок запишем в виде

$$d(x) = d_{\text{ц}} - q \cdot x + b \cdot x^2,$$

где $q = \frac{\Delta d \cdot (a+1)}{l_0}$; $b = \frac{a \cdot \Delta d}{l_0^2}$.

Далее применим формулу Я. Е. Осады (4.50). Коэффициент B функции (см. формулу (4.64)) определим из условия (4.54), левая часть которого в рассматриваемом случае имеет вид:

$$\int_0^x 0,5 \cdot (d_{\text{н}} - q \cdot x + b \cdot x^2) \cdot B \cdot \left(\frac{x}{l_0} - 1 \right) \cdot e^{tx} \left[2 + B \cdot \left(\frac{x}{l_0} - 1 \right) \cdot e^{tx} \right] dx,$$

где $t = \frac{A}{l_0}$.

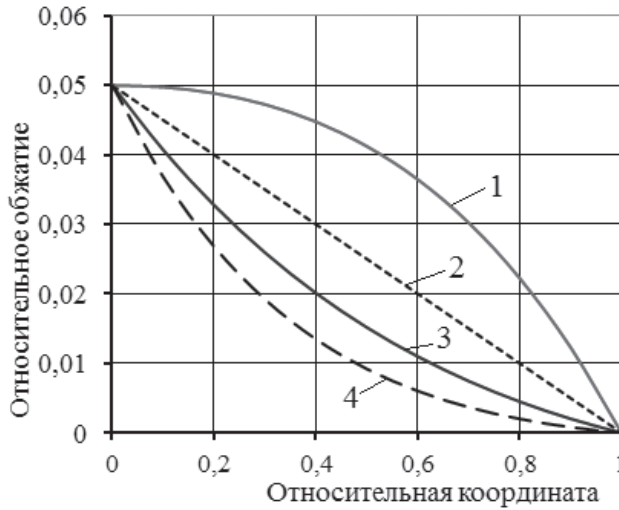


Рис. 4.17. Функции истинных обжатий при различных значениях коэффициента A :

1 — $A = 1$; 2 — $A = 0$; 3 — $A = -1$; 4 — $A = -2$

Условие (4.54) сводится к решению квадратного уравнения относительно коэффициента B (см. п. 4.3.1.1):

$$B^2 \cdot F_1(x) + 2B \cdot F_2(x) - 2C = 0,$$

где в данном случае

$$F_1(x) = d_{\text{н}} I_0' - \left(q + \frac{2d_{\text{н}}}{l_0} \right) I_1' + \left(b + \frac{2q}{l_0} + \frac{d_{\text{н}}}{l_0^2} \right) I_2' - \left(\frac{2b}{l_0} + \frac{q}{l_0^2} \right) I_3' + \frac{b}{l_0^2} I_4';$$

$$F_2(x) = -d_{\text{н}} I_0 + \left(q + \frac{d_{\text{н}}}{l_0} \right) I_1 - \left(b + \frac{q}{l_0} \right) I_2 + \frac{b}{l_0} I_3;$$

$$C = m \cdot S_0 \cdot D_0 \cdot \left(\frac{1}{S_T} - \frac{1}{S_0 + \frac{\Delta_l}{2}} \right);$$

$$I_0 = \int_0^x e^{tx} dx = \frac{1}{t} e^{tx};$$

$$I_1 = \int_0^x x \cdot e^{tx} dx = \frac{e^{tx}}{t^2} \cdot (tx - 1);$$

$$I_2 = \int_0^x x^2 \cdot e^{tx} dx = e^{tx} \cdot \left(\frac{x^2}{t} - \frac{2x}{t^2} + \frac{2}{t^3} \right);$$

$$I_3 = \int_0^x x^3 e^{tx} dx = \frac{1}{t} \cdot x^3 \cdot e^{tx} - 3 \frac{1}{t} \cdot e^{tx} \cdot \left(\frac{x^2}{t} - \frac{2x}{t^2} + \frac{2}{t^3} \right);$$

$$I_4' = \int_0^x x^4 \cdot e^{tx} dx = \frac{1}{t} \cdot x^4 \cdot e^{tx} - \frac{4}{t} I_3;$$

$I_{1...4}'$ вычисляются при $t = \frac{2A}{l_0}$.

С применением приведенных формул были проанализированы калибровки, используемые при прокатке углеродистых труб. На рис. 4.18 приведены результаты расчетов усилий для маршрута прокатки $57 \times 5,5 \rightarrow 36 \times 2,8$ мм (сталь 10) с подачей $m = 12$ мм при $A = -1,2$. Как видно из рис. 4.18, распределение усилия металла на валок по длине рабочего конуса при прямом ходе клетки имеет более рациональный характер при использовании усовершенствованной калибровки. Под конец хода клетки распределение усилий более равномерно, что обеспечивает производство более точных труб, чем при использовании методики УралНИТИ. Повышение точности объясняется уменьшением упругой деформации клетки и валков под действием меньших усилий прокатки на предкалибрующем участке.

Таким образом, предложенная методика расчета калибровки обеспечивает больший ресурс пластичности металла (меньшую накопленную поврежденность), более рациональное распределение усилий на калибры и меньшую продольную разностенность.

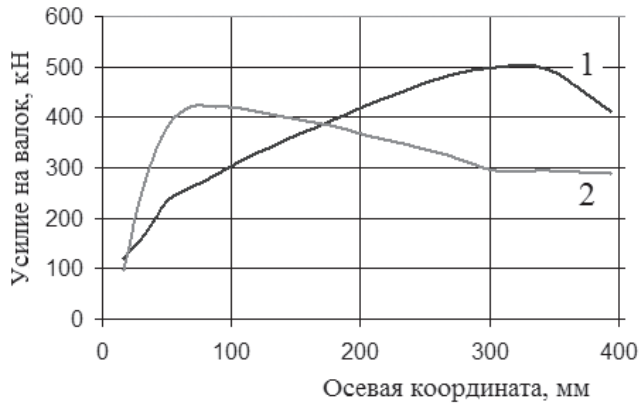


Рис. 4.18. Распределение усилий по длине рабочего конуса:
1 — калибровка УралНИТИ; 2 — усовершенствованная калибровка

4.3.4. Согласование профилей калибра и оправки

Обычно расчет калибровки оправки проводится совместно с калибром, а затем инструмент изготавливается в комплекте. Здесь предлагается способ расчета профиля оправки, согласованного с уже имеющимся калибром для обеспечения более рационального режима обжатий по сравнению с прокаткой на оправке с прямолинейной образующей. Конструкция такой оправки защищена патентом РФ [20]. Таким образом предусматривается возможность использовать имеющиеся калибры для прокатки труб, например, более высокой точности, с использованием оправки, изготовленной по предлагаемой методике.

Определим профиль оправки $d(x)$ для имеющегося калибра с образующей $D(x)$ (см. рис. 4.1). Уравнение конусности оправки зададим в виде полинома (ось x направлена по ходу прокатки):

$$d'(x) = a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + \dots, \quad (4.65)$$

где штрихом обозначена производная функции; коэффициенты $a_0, a_1, a_2 \dots$ определяются из граничных условий и условий согласования профиля оправки и ручья калибра. Последние условия могут быть сформулированы в виде:

$$d'(x) = D'(x) = d'_n \text{ при } x = l_0; \quad (4.66)$$

$$|d'(l_0)| < |d'(l_{\text{ред}})| < |D'(l_{\text{ред}})| (1+2k), \quad (4.67)$$

где выражение (4.66) означает равенство конусности оправки и ручья калибра в конце обжимного участка длиной l_0 в сечении «перезима», а выражение (4.67) — условия вогнутости оправки и пересечения образующих оправки и внутренней поверхности трубы в конце зоны редуцирования длиной $l_{ред}$; k — коэффициент, связывающий утолщение стенки трубы в зоне редуцирования с обжатием по диаметру.

Функцию диаметра оправки найдем интегрированием (4.65):

$$d(x) = \int d'(x) dx = a_0 x + a_1 x^2/2 + a_2 x^3/3 + a_3 x^4/4 + \dots + C, \quad (4.68)$$

где C — постоянная интегрирования; неизвестные коэффициенты определяются из граничных условий, а также условий (4.66), (4.67) и некоторых других, определяющих, например, качество труб.

Рассмотрим использование предлагаемой методики на примере расчета профиля оправки для калибра, ручей которого рассчитан по методике МИСиС [14]. Ограничимся в выражении (4.65) полиномом второй степени, тогда в формуле (4.68) имеем 4 неизвестных коэффициента: a_0, a_1, a_2, C .

Для их определения уточним условие (4.66) применительно к методике МИСиС. В этой методике диаметр ручья калибра $D(x)$ определяется по выражению (4.41), где изменение стенки задается экспоненциальной зависимостью (4.60). Подставляя формулу (4.60) в (4.41) и дифференцируя, получим при $x = l_0$:

$$d'_n = -2 \operatorname{tg} \alpha - 2n \frac{S_T}{l_0} \left(\frac{\mu_s - 1}{e^n - 1} \right),$$

где $2 \operatorname{tg} \alpha$ — конусность оправки в методике МИСиС; $n = 0,64$; S_0 и S_T — исходная и конечная толщина стенки; μ_s — коэффициент вытяжки по стенке.

Далее по неравенству (4.67) назначаем величину $d'(x)$ при $x = 0$ (считая, что в зоне редуцирования конусность одинакова), здесь в методике МИСиС принимается $k = 0,75 S_0/D_0$. Из этих условий определяем коэффициенты a_0, a_1 . Оставшиеся два коэффициента определяем из граничных условий соответствия диаметра оправки размерам заготовки с учетом зазора и готовой трубы в сечении «перезима».

Предложенная методика расчета калибровки обеспечивает более равномерное распределение усилий по длине рабочего конуса, а также их снижение на 25–30 % и повышение точности труб по сравнению с традиционной методикой МИСиС.

4.4. Расчет силовых параметров

Для каждого i -го поперечного сечения рабочего конуса можно рассчитать усилие металла на валок, осевое усилие на заготовку, момент прокатки при прямом и обратном ходе клетки.

Исходными данными для расчета являются калибровка инструмента, материал трубы, характеристики стана, режимы прокатки.

В связи с трудоемкостью расчетов по сечениям их обычно проводят на ЭВМ, например, с использованием комплекса программ [18; 19]. На практике применяют формулы для расчета усредненных усилий прокатки, которые также приведены ниже. По рассчитанным усилиям проверяют технологические и прочностные ограничения.

4.4.1. Расчет усилия металла на валки

Вертикальная составляющая усилия металла на валок при прямом (рис. 4.19) или обратном ходе клетки для i -го поперечного сечения конуса прокатки определяется по выражению

$$P_i = p_i \cdot F_i, \quad (4.69)$$

где p_i — среднее давление металла на валок; F_i — площадь горизонтальной проекции контактной поверхности, определяемая по формулам (4.16), (4.17).

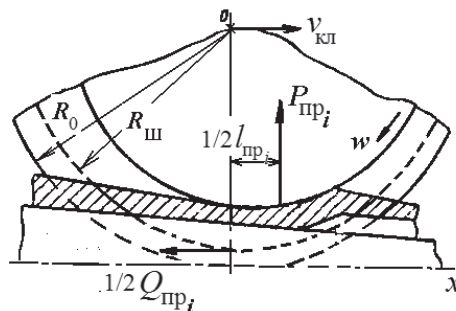


Рис. 4.19. Силы в МОД при прямом ходе клетки

Полное усилие металла на валок при прямом ходе клетки для i -го поперечного сечения конуса прокатки находится из выражения

$$P_{\text{пр}_i} = p_{\text{пр}_i} \cdot F_{\text{пр}_i} . \quad (4.70)$$

Для обратного хода — по выражению

$$P_{\text{обр}_i} = p_{\text{обр}_i} \cdot F_{\text{обр}_i} . \quad (4.71)$$

Все приведенные ниже формулы этого параграфа предложены Ю. Ф. Шевакиным [14].

Среднее давление прокатки при прямом и обратном ходах клетки рассчитывается по формулам:

$$p_{\text{пр}_i} = \sigma_{\text{в}} \left[\eta_{\omega} + f \left(\frac{S_0}{S_i} - 1 \right) \cdot \frac{R_{\text{в}_i}}{R_{\text{ш}}} \cdot \frac{l_{\text{пр}_i}}{S_i} \right]; \quad (4.72)$$

$$p_{\text{обр}_i} = \sigma_{\text{в}} \left[\eta_{\omega} + 2f \left(\frac{S_0}{S_i} - 1 \right) \cdot \frac{R_{\text{ш}}}{R_{\text{в}_i}} \cdot \frac{l_{\text{обр}_i}}{S_i} \right], \quad (4.73)$$

где $\sigma_{\text{в}}$ — временное сопротивление металла трубы (см. выражение (1.29)); $\eta_{\omega} = 1,02 \dots 1,08$ — коэффициент, учитывающий схему напряжений; f — коэффициент трения (для сталей и алюминиевых сплавов $f = 0,08 \dots 0,10$; для меди, латуни и других тяжелых цветных металлов $f = 0,06 \dots 0,07$); $R_{\text{в}_i}$ — радиус вала по вершине калибра; S_0, S_i — исходная и текущая толщина стенки; $R_{\text{ш}}$ — радиус начальной окружности ведущей шестерни; $l_{\text{пр}_i}, l_{\text{обр}_i}$ — длина МОД при прямом и обратном ходе клетки (см. формулы (4.13), (4.14)).

Из анализа формул (4.72), (4.73), приведенных в [14], следует, что на величину давления оказывают сильное влияние следующие факторы:

- упрочнение в процессе прокатки, определяемое с учетом временного сопротивления по формуле (1.28);
- коэффициент трения;
- показатель изменения неравномерности деформации по длине ручья S_0/S_i ;
- множитель $R_{\text{в}_i}/R_{\text{ш}}$ при прямом ходе клетки, учитывающий влияние диаметра ручья и радиуса ведущей шестерни на сопротивление деформации, так как при одинаковой величине деформации чем больше диаметр ручья (меньше $R_{\text{в}_i}$), тем меньше величина относительной развалки и меньше сопротивление деформации. Уменьшение $R_{\text{ш}}$ затрудняет истечение металла и тем самым повышает сопротивление деформации. При обратном ходе клетки

наблюдается обратная картина, поэтому используется множитель $R_{ш}/R_{вi}$;

- отношение $l_{пр(обр)i}/S_i$, характеризующее форму очага деформации и отражающее влияние контактных сил трения на величину смещенных объемов в длину и ширину. Чем больше отношение $l_{пр(обр)i}/S_i$, тем сильнее сопротивление сил трения течению металла по оси прокатки и тем большая часть металла смещается в ширину (в выпуски калибра), что повышает давление на инструмент.

Рост всех перечисленных факторов приводит к повышению давления.

Пример. Рассчитаем усилие на валок для сечения $i = 3$ в методике МИСиС. В этом сечении имеем следующие размеры: $D_3 = 31,64$ мм; $S_3 = 3,92$ мм; $2tg\beta_3 = 0,056$; $\mu_3 = 1,84$; $2tg\alpha = 0,02$; для стана ХПТ-32 радиус калибра по реборде $R_0 = 150$ мм; радиус ведущей шестерни $R_{ш} = 140$ мм. Коэффициент трения $f = 0,1$.

Расчеты выполняются в следующем порядке.

1. Истинное обжатие по стенке в сечении $i = 3$ рассчитывается по формуле (4.11):

$$\Delta S_3 = 10 \cdot 1,84 \cdot (0,028 - 0,01) = 0,33 \text{ мм.}$$

Истинное обжатие за прямой и обратный ход клетки (см. формулы (4.9) и (4.10)):

$$\Delta S_{пр3} = 0,7 \cdot 0,33 = 0,23 \text{ мм;}$$

$$\Delta S_{обр3} = 0,3 \cdot 0,33 = 0,10 \text{ мм.}$$

2. Расчет длины МОД. Радиус валка по вершине калибра:

$$R_{в3} = R_0 - D_3/2 = 150 - 31,64/2 = 134,18 \text{ мм.}$$

$$l_{пр3} = \sqrt{2R_{в3} \cdot \Delta S_{пр3}} = \sqrt{2 \cdot 134,18 \cdot 0,23} = 7,86 \text{ мм;}$$

$$l_{обр3} = \sqrt{2R_{в3} \cdot \Delta S_{обр3}} = \sqrt{2 \cdot 134,18 \cdot 0,10} = 5,18 \text{ мм.}$$

3. Расчет площади горизонтальной проекции контактной поверхности.

Относительное обжатие поперечного сечения:

$$\varepsilon_3 = \left(1 - \frac{1}{\mu_3}\right) \cdot 100 \% = \left(1 - \frac{1}{1,84}\right) \cdot 100 \% = 45,7 \ \% .$$

Временное сопротивление металла трубы (сталь 20, табл. 1.2):

$$\sigma_B = \sigma_{B_0} + q\varepsilon_3^b = 500 + 5,7 \cdot 45,7^{0,98} = 741,3 \text{ МПа}.$$

Увеличение контактной поверхности за счет сплющивания валков с учетом формулы (4.18):

$$\Delta F_3 = 3,9 \cdot 10^{-5} \cdot 741,3 \cdot 31,64 \cdot \left(\frac{3,14 \cdot 150}{8} - \frac{31,64}{6} \right) = 48,8 \text{ мм}^2.$$

Полная площадь контактной поверхности при прямом и обратном ходе клетки определяется по формулам (4.16) и (4.17):

$$F_{\text{пр3}} = 1,25 \cdot 31,64 \cdot 7,86 + 48,8 = 359,6 \text{ мм}^2;$$

$$F_{\text{обр3}} = 1,25 \cdot 31,64 \cdot 5,18 + 48,8 = 253,7 \text{ мм}^2.$$

4. Среднее давление металла на валки при прямом и обратном ходе клетки:

$$\begin{aligned} p_{\text{пр3}} &= \sigma_B \left[\eta_{\omega} + f \left(\frac{S_0}{S_3} - 1 \right) \cdot \frac{R_{B_3}}{R_{\text{ш}}} \cdot \frac{l_{\text{пр3}}}{S_3} \right] = \\ &= 741,3 \cdot \left[1,05 + 0,1 \left(\frac{5}{3,92} - 1 \right) \cdot \frac{134,18}{140} \cdot \frac{7,86}{3,92} \right] = 817,6 \text{ МПа}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} p_{\text{обр3}} &= \sigma_B \left[\eta_{\omega} + 2f \left(\frac{S_0}{S_3} - 1 \right) \cdot \frac{R_{\text{ш}}}{R_{B_3}} \cdot \frac{l_{\text{обр3}}}{S_3} \right] = \\ &= 741,3 \cdot \left[1,05 + 0,2 \cdot \left(\frac{5}{3,92} - 1 \right) \cdot \frac{140}{134,18} \cdot \frac{5,18}{3,92} \right] = 834,7 \text{ МПа}. \end{aligned}$$

5. Усилие металла на валки при прямом и обратном ходе клетки определяется по формулам (4.70) и (4.71):

$$P_{\text{пр3}} = 817,6 \cdot 359,6 = 294009 \text{ Н} = 294 \text{ кН};$$

$$P_{\text{обр3}} = 834,7 \cdot 253,7 = 211763 \text{ Н} = 211,8 \text{ кН}.$$

Среднее за цикл прокатки усилие можно рассчитать по формуле Ю. Ф. Шевакина [8]:

$$\bar{P}_{\text{ХРТ}} = k_{\sigma} \bar{\sigma}_{B50} (D_0 + D_T) \sqrt{m \mu_{\Sigma} (S_0 - S_T) R_{\text{ш}} / (\ell_{\text{обж}} + \ell_{\text{ред}})}, \quad (4.74)$$

где k_σ — коэффициент, учитывающий характер упрочнения металла ($k_\sigma = 1,42$ для сталей и $1,10 \dots 1,17$ для медных сплавов); $\bar{\sigma}_{\text{в}50}$ — временное сопротивление металла при $\varepsilon = 50\%$ (см. табл. 1.2); остальные обозначения приняты выше.

Пример. Рассчитаем по формуле (4.74) усилие прокатки для прохода $45 \times 5 \rightarrow 25 \times 2,5$ мм; типоразмер стана — ХПТ-32; радиус ведущей шестерни $R_{\text{ш}} = 140$ мм; подача $m = 10$ мм; материал — сталь 45.

Из расчета калибровки инструмента имеем: длина участков рабочего конуса $l_{\text{обж}} + l_{\text{ред}} = 307$ мм; $\mu_\Sigma = 3,56$.

Определим временное сопротивление стали 45 по табл. 1.2:

$$\sigma_{\text{в}50} = 574 + 14,1 \cdot 50^{0,83} = 936,4 \text{ МПа.}$$

Подставим найденные значения в формулу (4.74):

$$\bar{P}_{\text{ХРТ}} = 1,42 \cdot 936,4 \cdot (45 + 25) \sqrt{10 \cdot 3,56 \cdot (5 - 2,5) \cdot 140 / 307} = 593 \text{ кН.}$$

4.4.2. Расчет осевых усилий

Осевые усилия возникают вследствие действия сил трения на контактных поверхностях с калибрами. Из теории обработки металлов давлением известно, что напряжения трения τ и скорости скольжения v_s направлены в противоположные стороны (см. рис. 4.2 и 4.3). Распределение скоростей скольжения на контактной поверхности подробно рассмотрено в параграфе 4.2.2. В зависимости от знака v_s контактная поверхность делится на зоны отставания и опережения. Осевое усилие в i -м МОД при двухвалковой схеме прокатки определяется разностью сил трения в зонах опережения и отставания:

$$Q_i = 2(T_{\text{от}i} - T_{\text{оп}i}).$$

Предполагая равномерное распределение напряжений трения по контактной поверхности, последнюю формулу можно записать так:

$$Q_i = 2\tau(F_{\text{от}i} - F_{\text{оп}i}).$$

Принимая закон трения по Кулону $\tau = fp$ для уточнения последнего выражения, получим:

$$Q_i = 2fp_i(F_{\text{от}i} - F_{\text{оп}i}), \quad (4.75)$$

где $f = 0,08 \dots 0,01$ — коэффициент трения; p_i — давление металла на валки определяем по формулам (4.72), (4.73); $F_{отi}, F_{опi}$ — соответственно площади зон отставания и опережения в i -м МОД.

Из формулы (4.75) видно, что при известном давлении p_i осевое усилие определяется соотношением кинематических зон на контактной поверхности, формулы для расчета которых приведены в п. 4.2.2. При больших скоростях металла и большом опережении $F_{отi} < F_{опi}$, осевое усилие — сжимающее с отрицательным значением.

При расчете осевого усилия по формуле (4.75) учитывают прямой или обратный ход клетки, а также соотношение радиуса ведущей шестерни и радиуса вала по вершине калибра. Рассмотрим следующие случаи.

Прямой ход клетки, $R_{ш} > R_{в}$. Рассчитывается площадь зоны отставания по формулам (4.31) или (4.32) и площадь зоны опережения по формуле (4.33).

Прямой ход клетки, $R_{ш} < R_{в}$. Всю контактную поверхность занимает зона опережения, и формула (4.75) принимает вид:

$$Q_i = -2fp_i F_i. \quad (4.76)$$

Обратный ход клетки, $R_{ш} > R_{в}$. Сначала также рассчитывается площадь зоны отставания по формуле (4.36), затем — площадь зоны опережения по формуле (4.33).

Обратный ход клетки, $R_{ш} < R_{в}$. Рассматривают два случая в зависимости от скорости металла, определяемой текущим коэффициентом вытяжки при обратном ходе клетки (см. формулу (4.37)).

При $\mu_{обрi} \leq R_{ви}/R_{ш}$ скорость металла невелика, и вся контактная поверхность является зоной отставания:

$$Q_i = 2fp_i F_i. \quad (4.77)$$

При $\mu_{обрi} > R_{ви}/R_{ш}$ площадь зоны опережения рассчитывается по формуле (4.39), затем — площадь зоны отставания по формуле (4.40).

Возможность стыковки труб, особенно при обратном ходе клетки, и потери устойчивости трубы в виде «гармошки» проверяются по условию:

$$\frac{|Q_i^{\max}|}{F_0} \leq 0,8\sigma_{0,2}, \quad (4.78)$$

где F_0 — площадь поперечного сечения прокатываемой заготовки, мм²; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести металла заготовки, определяется по табл. 1.2.

Нежелательные явления возможны при невыполнении условия (4.78), так как осевые силы вызывают соответствующие напряжения в заготовке, в том числе на торцах докатываемых труб, когда заготовка, зажата в патроне, толкает докатываемую заготовку. Осевые напряжения при определенных условиях прокатки могут достигать настолько больших величин (соизмеримых с пределом текучести), что торцы заготовок будут сминаться или врезаться друг в друга, вызывая стыковку труб, что может привести к остановке стана.

При использовании формулы (4.78) учитывают также смещение заготовок при их докатке, что вызывает уменьшение площади контакта. Величина смещения определяется зазором между стержнем оправки и внутренним диаметром заготовки. В книге [21] показано, что уменьшение площади контакта с некоторыми допущениями можно оценить как

$$\Delta F_0 = 2\delta D_0, \quad (4.79)$$

где δ — зазор между стержнем оправки и внутренним диаметром заготовки; D_0 — наружный диаметр заготовки.

Обычно величина осевого усилия составляет 10–40 % от усилия металла на валок и увеличивается при уменьшении толщины стенки:

$$\text{при } S_t > 1 \text{ мм } Q_i = (0,1 \dots 0,15) P_i; \quad (4.80)$$

$$\text{при } S_t \leq 1 \text{ мм } Q_i = (0,25 \dots 0,40) P_i. \quad (4.81)$$

Пример. Расчет осевых усилий. Расчет сделаем для сечения $i = 3$ по методике МИСиС. В этом сечении имеем следующие размеры: $D_3 = 31,64$ мм; $S_3 = 3,92$ мм; $2\text{tg}\beta_3 = 0,056$; $\mu_3 = 1,84$; $2\text{tg}\alpha = 0,02$; для стана ХПТ-32 радиус калибра по реборде $R_0 = 150$ мм; радиус ведущей шестерни $R_{ш} = 140$ мм. Коэффициент трения $f = 0,1$.

Рассматриваем случай $R_{ш} > R_{в3}$: $140 > 134,18$ мм. Радиус валка по вершине калибра $R_{в3}$ был рассчитан ранее в примере на 139 с. Истинные обжатия за прямой и обратный ход клетки в данном сечении были также рассчитаны ранее в примере: $\Delta S_{пр3} = 0,23$ мм; $\Delta S_{обр3} = 0,10$ мм.

1. Прямой ход клетки.

Угол захвата рассчитываем по формуле (4.15):

$$\theta_3 = \sqrt{\frac{2 \cdot 0,23}{134,18}} = 0,0586 \text{ рад.},$$

угол нейтрального сечения — по формуле (4.24):

$$\omega_3 = 1,7 \sqrt{\frac{(140 - 134,18) \cdot 3,92}{140 \cdot 134,18}} = 0,0592 \text{ рад.}$$

Так как $\theta_3 < \omega_3$, зона отставания — криволинейная трапеция, площадь которой определяется по формуле (4.32).

Угол, определяющий положение радиуса ведущей шестерни (см. составляющие формулы (4.31)):

$$\varphi = \arccos\left(\frac{150 - 140}{15,82}\right) = 50,8^\circ = 0,887 \text{ рад.}$$

Площадь зоны отставания определяем по формуле (4.32):

$$F_{\text{оти}} = 0,705 \cdot 15,82 \pi \varphi \sqrt{0,23 \cdot (1 - 0,3)} \cdot 134,18 = 144,5 \text{ мм}^2.$$

Площадь зоны опережения с учетом формулы (4.33):

$$F_{\text{опз}} = 359,6 - 144,5 = 215,1 \text{ мм}^2.$$

Осевое усилие при прямом ходе клетки находим по формуле (4.75):

$$Q_{\text{прз}} = 2 \cdot 0,1 \cdot 817,6 (144,5 - 215,1) = -11545 \text{ Н} = -11,6 \text{ кН.}$$

Осевое усилие отрицательно, то есть оно — сжимающее.

2. Обратный ход клетки.

Площадь зоны отставания находим по формуле (4.36):

$$F_{\text{отз}} = 15,82 \sqrt{0,10 \cdot 134,18} \cdot [\pi - 2(0,887 + 0,4 \cdot 0,6)] = 9,68 \text{ мм}^2.$$

Площадь зоны опережения находим по формуле (4.33):

$$F_{\text{опз}} = 253,7 - 9,68 = 244 \text{ мм}^2.$$

Осевое усилие при обратном ходе клетки — по формуле (4.75):

$$Q_{\text{обрз}} = 2 \cdot 0,1 \cdot 834,7 (9,68 - 244) = -39117 \text{ Н} = -39,1 \text{ кН.}$$

Осевое усилие также сжимающее и больше, чем при прямом ходе клетки.

Остальные значения осевых усилий можно рассчитать с помощью программ для ЭВМ [18; 19].

На рис. 4.20 приведены графики распределения усилий, рассчитанных для вышеприведенной калибровки для прокатки труб по маршруту $45 \times 5 \rightarrow 25 \times 2,5$ мм из стали 20. Видно, что максимальные значения усилий примерно равны, однако при использовании методики МИСиС наблюдаются большие усилия вблизи калибрующего участка, что отрицательно сказывается на точности труб в связи с упругой деформацией клетки и валков.

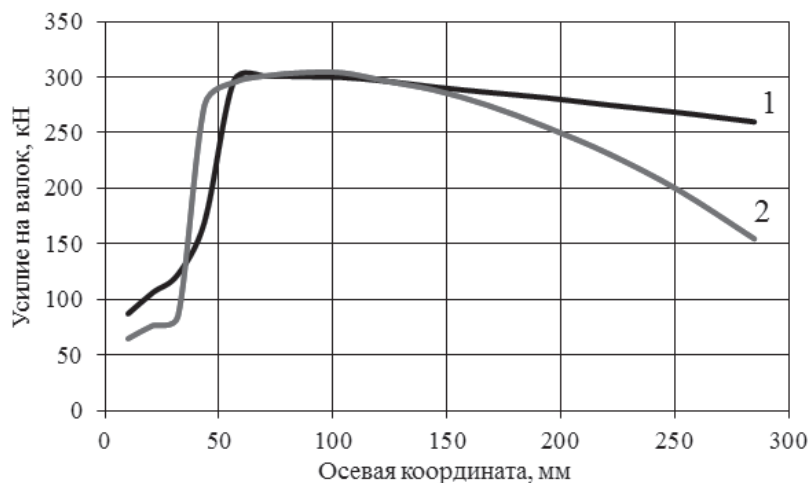


Рис. 4.20. Изменение усилия металла на валки при прямом ходе клетки по длине рабочего конуса для калибровок, рассчитанных по методикам МИСиС (1) и НИТИ-НТЗ (2)

Сравнение осевых усилий (см. рис. 4.21) показало, что меньшие их значения во время обратного хода клетки наблюдаются в данном случае при использовании методики МИСиС.

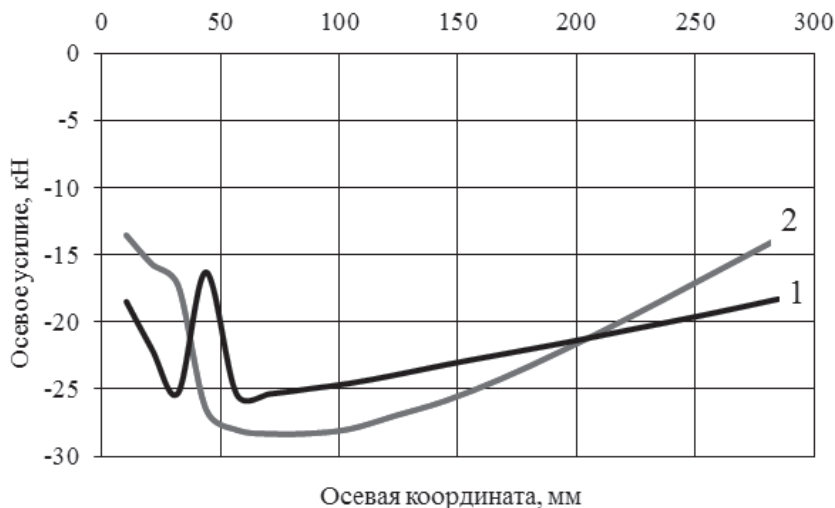


Рис. 4.21. Изменение осевого усилия при обратном ходе клетки по длине рабочего конуса для калибровок, рассчитанных по методикам МИСиС (1) и НИТИ-НТЗ (2)

4.4.3. Расчет момента прокатки

Момент прокатки на одном валке рассчитывается для каждого i -го сечения рабочего конуса как сумма моментов сил, препятствующих вращению валка. Силы, действующие на валок при прямом ходе клетки, показаны на рис. 4.19. Если считать, что плечо вертикальной составляющей силы P равно половине длины МОД, а плечо осевой силы равно радиусу ведущей шестерни $R_{ш}$, момент прокатки при прямом ходе клетки с учетом направления осевого усилия можно определить по формуле:

$$M_{пр_i} = P_{пр_i} \cdot \frac{\ell_{пр_i}}{2} - \frac{Q_{пр_i}}{2} R_{ш}. \quad (4.82)$$

Здесь знак перед моментом осевой силы выбран с учетом направления осевого усилия, действующего на валок, в то время как в п. 4.4.2 определяли знак осевого усилия, действующего на заготовку. Таким образом, положительный вклад в момент по формуле (4.82) дает сжимающее осевое усилие на заготовку (отрицательное).

При обратном ходе клетки с учетом направления осевого усилия используют формулу:

$$M_{обр_i} = P_{обр_i} \cdot \frac{\ell_{обр_i}}{2} + \frac{Q_{обр_i}}{2} R_{ш}. \quad (4.83)$$

4.5. Расчет поврежденности

В настоящее время для оценки возможности разрушения металла рассчитывают его поврежденность. За один проход ХПТ поврежденность может быть рассчитана по приближенной формуле [2]:

$$\omega = 2k_{\text{нем}} \sqrt{\frac{2m(1 + 2\mu_D \mu_s)}{3(\ell_p - \ell_k)}} \cdot \left[\frac{\ln \mu_D}{\Lambda_{p1}} + \ln \mu_s \left(\frac{1 - k_{\text{вып}}}{\Lambda_{p2}} + \frac{k_{\text{вып}}}{\Lambda_{p3}} \right) \right], \quad (4.84)$$

где $k_{\text{нем}} = 1,35 \dots 1,75$ — коэффициент немонотонности деформации; $k_{\text{вып}} = 0,3 \dots 0,4$ — коэффициент, учитывающий долю деформации в выпусках калибра; $\Lambda_{pi} (\sigma/T_i; \mu_{oi})$ — пластичность металла в i -й зоне очага деформации. Остальные обозначения приняты выше.

Характеристики зон очага деформации:

$i = 1$ — зона редуцирования ($\sigma/T_1 = -0,5$; $\mu_{o1} = 0,2$);

$i = 2$ — зона обжатия стенки в вершине калибра ($\sigma/T_2 = -2,7$; $\mu_{o2} = 0$);

$i = 3$ — зона обжатия стенки в выпуске калибра ($\sigma/T_3 = 0,4$; $\mu_{o3} = -0,9$).

Пластичность рассчитывается по формуле (1.38) с использованием данных табл. 1.2.

Оценку накопленной величины поврежденности можно сделать по критериям (1.40), (1.41).

Пример. Расчет поврежденности при прокатке на стане ХПТ-32 труб из стали 20 по маршруту $45 \times 4,1 \rightarrow 25 \times 1,8$ мм с подачей $m = 9$ мм и размерами калибров $l_p = 390$ мм; $l_k = 100$ мм.

Коэффициенты вытяжки по диаметру и толщине стенки:

$$\mu_D = \frac{D_0 - S_0}{D_{\text{н}} - S_{\text{н}}} = \frac{45 - 4,1}{25 - 1,8} = 1,76; \quad \mu_s = \frac{S_0}{S_{\text{н}}} = \frac{4,1}{1,8} = 2,28.$$

Пластичность металла в зоне редуцирования:

$$\Lambda_{p1} = \exp [0,40 - 0,65 \cdot 0,2 + (-0,78 - 0,12 \cdot 0,2) \cdot (-0,5)] = 1,96.$$

Пластичность металла в вершине калибра при обжатии стенки:

$$\Lambda_{p2} = \exp [0,40 - 0,65 \cdot 0 + (-0,78 - 0,12 \cdot 0) \cdot (-2,7)] = 12,26.$$

Пластичность металла в выпусках калибра при обжатии стенки:

$$\Lambda_{p3} = \exp [0,40 - 0,65 \cdot (-0,9) + (-0,78 - 0,12 \cdot (-0,9) \cdot 0,4)] = 2,05.$$

Рассчитанные значения подставим в формулу (4.84):

$$\omega = 2 \cdot 1,4 \sqrt{\frac{2 \cdot 9 \cdot (1 + 2 \cdot 1,76 \cdot 2,28)}{3(390 - 100)}} \times \\ \times \left[\frac{\ln 1,76}{1,96} + \ln 2,28 \cdot \left(\frac{1 - 0,35}{12,26} + \frac{0,35}{2,05} \right) \right] = 0,572.$$

В данной упрощенной методике не учитываются особенности калибровки инструмента, влияние угла кантовки и ряд других факторов. Более точный расчет поврежденности проводится на ЭВМ по методике, изложенной в [22].

4.6. Технологические ограничения

Рассматривается несколько групп ограничений.

Для обеспечения устойчивого процесса прокатки должны выполняться *геометрические ограничения*, которые обычно учитываются в методиках расчета калибровок инструмента. Запишем их еще раз.

Проверяется зазор для введения оправки $\Delta_1 = D_0 - 2S_0 - d_{\text{ц}}$:

$$\Delta_1^{\min} \leq \Delta_1 \leq \Delta_1^{\max}, \quad (4.85)$$

где $\Delta_1^{\min} = 1,5 \dots 5$ мм — минимально допустимый зазор, который определяется способом правки труб перед прокаткой ($\Delta_1^{\min} = 1,5 \dots 2,5$ мм — при правке на косовальковом стане; $\Delta_1^{\min} = 3 \dots 5$ мм — при правке на роликоправильном стане); $\Delta_1^{\max} \approx 10$ мм — максимально допустимый зазор, который определяется ограничением на длину зоны редуцирования и утолщением стенки в зоне редуцирования.

Для корректировки зазора можно изменить размеры заготовки либо конусность оправки (что потребует пересчета калибровки инструмента).

Во избежание возрастания усилия прокатки в начале участка обжатия, а также образования складок на внутренней поверхности труб ограничивается утолщение стенки в зоне редуцирования (для методики МИСиС) [14]:

$$\Delta S_p \leq 0,4 \dots 0,5 \text{ мм}. \quad (4.86)$$

Для толстостенных передельных и общего назначения труб иногда допускают $\Delta S_p \leq 0,7$ мм.

При невыполнении ограничения (4.86) пересчитывают калибровку инструмента, уменьшая длину зоны редуцирования путем увеличения конусности оправки, или проектируют новый проход прокатки с меньшим обжатием по диаметру.

Для обеспечения устойчивой прокатки ограничивают конусность оправки:

$$2\operatorname{tg}\alpha_{\min} \leq 2\operatorname{tg}\alpha \leq 2\operatorname{tg}\alpha_{\max}, \quad (4.87)$$

где $2\operatorname{tg}\alpha_{\min} = 0,002 \dots 0,005$ — минимальная конусность оправки; $2\operatorname{tg}\alpha_{\max} = 0,1$ — максимальная конусность.

Ограничение на минимальную конусность связано с ухудшением схода трубы с оправки, возможностью налипания металла на оправку, усложнением настройки стана. Максимальная конусность на одну сторону не должна превышать значение коэффициента трения, который при холодной прокатке составляет $0,05 \dots 0,08$. При нарушении этого ограничения происходит произвольное перемещение рабочего конуса по ходу прокатки, что вызывает повышение усилий прокатки в конце рабочего участка калибров [14].

Прочностные ограничения проверяются на основе расчета силовых параметров.

Наибольшее усилие прокатки, рассчитанное по формулам (4.70), (4.71) или (4.74), не должно превышать максимально допустимое — из условий прочности основных элементов рабочей клетки и валков:

$$P_{\max} \leq [P], \quad (4.88)$$

где $[P]$ — максимально допустимое усилие из технической характеристики стана.

При невыполнении условия (4.88) надо уменьшить величину подачи без большого ущерба для производительности и повторить расчеты.

Для предотвращения стыковки труб, особенно при обратном ходе клетки, и потери устойчивости трубы в виде «гармошки» максимальное осевое усилие, рассчитанное по формуле (4.75), проверяется по выражению:

$$\frac{|Q_i^{\max}|}{F_0} \leq 0,8\sigma_{0,2}, \quad (4.89)$$

где F_0 — площадь поперечного сечения прокатываемой заготовки; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести металла заготовки.

Для снижения осевого усилия при нарушении условия (4.89) часто достаточно уменьшить величину подачи либо изменить радиус ведущей шестерни.

Ограничения, связанные с обеспечением необходимого качества труб, должны удовлетворять требованиям нормативных документов по точности, физико-механическим свойствам, качеству поверхности и др.

В настоящее время не установлены зависимости показателей физико-механических свойств и качества поверхности (шероховатости) от технологических факторов процесса. К тому же необходимо знать уровень исходных свойств заготовки, что не всегда возможно в производственных условиях.

Известны зависимости, связывающие поперечную и продольную разностенность труб с технологическими факторами, однако они построены для определенного сортамента труб и не универсальны.

Например, можно использовать следующую регрессионную зависимость, связывающую поперечную разностенность с различными технологическими факторами:

$$\delta_{s1} = 22,26 + 0,33m - 0,035\delta_{s0} - 0,33\varphi_k + 0,0087 \varphi_k \delta_{s0}, \quad (4.90)$$

где δ_{s0} — поперечная разностенность исходной заготовки, %; φ_k — угол кантовки, град.; m — подача, мм.

Ожидаемая поперечная разностенность (на одну сторону) рассчитывается по выражению (4.90) и не должна быть более предельных отклонений на толщину стенки:

$$\delta_{s1}/2 \leq [\delta_{smin}]. \quad (4.91)$$

Для получения точного наружного диаметра труб ограничивают значение коэффициента полировки:

$$\frac{l_k}{m\mu_\Sigma} = [k_\Pi], \quad (4.92)$$

где $[k_\Pi] = 1,5...2$ для труб обычной точности и $[k_\Pi] = 2,5...3$ для труб повышенной точности.

Зависимость (4.92) обычно применяется при расчете длины калибрующего участка в методиках расчета калибровок, но может ис-

пользоваться для оценки возможности прокатки труб по измененному маршруту на имеющихся калибрах.

Точность труб зависит, в частности, от упругой деформации валков и клетки, то есть от их жесткости. Для обеспечения требуемой точности труб по стенке и наружному диаметру упругая деформация ε_y должна быть меньше допусковых отклонений на размер $[\delta_D]$ или $[\delta_S]$, которые могут быть заданы в мм или в %. Например,

$$\varepsilon_y < [\delta_D]. \quad (4.93)$$

Упругая деформация валков на калибрующем участке может быть определена по экспериментальным формулам, приведенным в разделе 4.3.2.

При невыполнении условия (4.93) необходимо обеспечить снижение усилия прокатки за счет уменьшения подачи или других технологических факторов.

Все прокатанные трубы не должны иметь трещин. Возможность их появления, а также микроразрушения проверяются по величине накопленной поврежденности металла труб, которая рассчитывается по формуле (4.84):

$$\omega < [\omega], \quad (4.94)$$

где $[\omega]$ — критическое (пороговое) значение поврежденности, соответствующее требуемому назначению (качеству) труб (см. формулы (1.40), (1.41)).

4.7. Оценка технологичности

Для оценки технологичности холодной прокатки труб предлагаются следующие оценки:

— коэффициент точности толщины стенки

$$K_s = \frac{\delta_{s1}}{2|\delta_{sH}|},$$

где δ_{s1} — поперечная разностенность прокатанной трубы, рассчитываемая по формуле (4.90); δ_{s0} — поперечная разностенность заготовки

по опытным данным, %; $|\delta_{\text{сн}}|$ — допускаемые предельные отклонения по стенке в соответствии со стандартами или техническими условиями, %; m — подача, мм; $\varphi_{\text{к}}$ — угол кантовки, град.;

— коэффициент точности по наружному диаметру

$$K_D = \frac{\varepsilon_y}{|\delta_{\text{ДН}}|},$$

где ε_y — упругая деформация клетки и валков, рассчитанная по формулам, приведенным в разделе 4.3.2, мм; $|\delta_{\text{ДН}}|$ — предельные отклонения по диаметру, мм;

— относительное усилие прокатки

$$K_P = \frac{P_{\text{max}}}{[P]},$$

где P_{max} — максимальное усилие прокатки, рассчитанное по формулам (4.70), (4.71); $[P]$ — допустимое конструкцией стана усилие;

— относительное осевое усилие

$$K_Q = \frac{Q_{\text{max}} / F_0}{0,85\sigma_T},$$

где Q_{max} — максимальное осевое усилие, рассчитанное по формуле (4.75); F_0 — площадь поперечного сечения заготовки; σ_T — предел текучести металла заготовки;

— относительная поврежденность металла прокатанных труб

$$K_{\omega} = \frac{\omega_{\text{расч}}}{[\omega]},$$

где $\omega_{\text{расч}}$ — рассчитанное по формуле (4.84) значение поврежденности; $[\omega]$ — пороговое значение поврежденности (см. формулы (1.40), (1.41)).

При значениях коэффициентов $K_i \geq 1$ прокатка с назначенными технологическими режимами нетехнологична, т. е. может привести к браку труб либо поломке станов. Для выбора лучшего варианта, например, калибровки инструмента либо режимов прокатки, предлагается использовать комплексный критерий, например, в виде

$$K_{\Sigma} = 100 \left(1 - \frac{\sum_1^N K_i}{N} \right).$$

В рассмотренном случае $N = 5$; чем больше K_{Σ} , тем выше технологичность и качество труб.

Для комплексного критерия принята следующая шкала оценок:

- 80–100 — очень высокая технологичность прокатки;
- 60–80 — высокая;
- 40–60 — удовлетворительная;
- 20–40 — низкая;
- менее 20 — не рекомендуется холодная прокатка.

Пример. Оценим технологичность прокатки труб по ГОСТ 8734–75 из стали 20 по маршруту $45 \times 4 \rightarrow 32 \times 2,1$ мм на стане ХПТ-55 с применением различных калибровок инструмента. Результаты расчетов по вышеприведенным формулам сведены в табл. 4.1.

Таблица 4.1

Результаты расчета технологических критериев для оценки калибровки

Методика	K_s	K_p	K_r	K_Q	K_{ω}	K_{Σ}
МИСиС	0,92	0,50	0,20	0,31	0,09	59,4
НИТИ-НТЗ	0,92	0,60	0,24	0,28	0,14	56,4
УралНИТИ	0,92	0,56	0,23	0,35	0,12	56,4

Расчеты показали, что в данном случае комплексный критерий K_{Σ} максимален при использовании методики МИСиС. Следовательно, она обладает большей технологичностью и обеспечивает прокатку труб более высокого качества.

Таким образом, разработанная методика оценки технологичности холодной прокатки труб позволяет выбрать на основе количественных оценок лучший вариант режимов прокатки и калибровки инструмента для прокатки труб требуемого качества.

4.8. Учет деформационного разогрева

Повышение температуры или разогрев во время пластической деформации ΔT_p может достигать, в зависимости от условий процесса и свойств металла, нескольких сотен градусов. Формула для его расчета может быть получена согласно первому закону термодинамики при пластической деформации:

$$\Delta T_p = \eta T \Lambda / (c_p), \quad (4.95)$$

где $\eta = 0,80 \dots 0,90$ — доля тепла, остающаяся в теле; T — интенсивность касательных напряжений; Λ — степень деформации сдвига; c — удельная теплоемкость; ρ — плотность.

Остальное тепло (10–20 %) отводится через контактные поверхности с вальками, оправкой и в окружающую среду.

Произведение $T\Lambda$ (диссипативная функция) согласно (1.43) равно работе пластической деформации, а удельная теплоемкость металла или сплава c определяет повышение температуры единицы массы тела при осуществлении работы пластической деформации $T\Lambda$. Формула (4.95) позволяет осуществить примерный расчет деформационного разогрева вдоль рабочего конуса прокатки для каждого поперечного сечения, в котором размеры трубы определяются заданной калибровкой. В этом случае берутся усредненные по сечению значения $T\Lambda$.

Согласно формуле (4.72) давление и усилие прокатки зависят от упрочнения металла. Так как при разогреве сопротивление деформации уменьшается, то снижаются и усилия прокатки. Снижение усилий свидетельствует о наличии определенных резервов в интенсификации процесса прокатки, например, за счет повышения коэффициента вытяжки или величины подачи (линейного смещения).

Пример. Рассчитаем деформационный разогрев и усилия прокатки в сечениях рабочего конуса для прохода прокатки $83 \times 11 \rightarrow 60 \times 7,2$ мм (коэффициент вытяжки 2,08) на стане ХПТ-75 из стали ШХ-15. Калибровка рассчитана по методике НИТИ-НТЗ. После расчета калибровки известны значения $D_i \times S_i$ в каждом контрольном сечении (см. табл. 4.2). Длина рабочего конуса без калибрующего участка 497 мм, линейное смещение $m_{\text{л}} = 30$ мм. Степень деформации сдвига для каждого сечения можно оценить по формуле (1.48), принимая $k_{\text{нем}} = 1,3 \dots 1,5$. Сопротивление деформации рассчитаем по формуле (1.28) и табл. 1.2, а $T = \sigma_s / \sqrt{3}$.

Удельная теплоемкость стали ШХ-15 при комнатной температуре принималась, согласно [23], $c = 0,5$ кДж/кг·град = 50 м/град. Такая размерность теплоемкости получена с учетом того, что кДж = кН·м = 100 кг·м. Плотность стали 7800 кг/м³, коэффициент $\eta = 0,80$ (с учетом применения смазочно-охлаждающей жидкости).

Результаты расчетов сведены в табл. 4.2.

Таблица 4.2

Результаты расчетов температурного разогрева и усилий прокатки

№ сеч.	D_i , мм	S_i , мм	Λ_i	T_i , МПа	ΔT_p , °C	P_0 , кН	P_p , кН
1	78,59	11,21	0,115	335,3	8,4	266	257
2	74,95	10,05	0,477	445,4	46,3	280	233
3	71,87	9,17	0,773	503,5	84,2	605	435
4	69,22	8,50	1,036	545,8	123,25	899	667
5	66,90	8,00	1,245	575,6	156,2	953	621
6	64,85	7,64	1,424	599,2	185,9	987	573
7	63,03	7,39	1,578	618,1	212,6	864	452
8	61,42	7,25	1,687	631,0	232,0	697	338
9	60,00	7,20	1,758	639,2	245,0	308	142

Согласно [24] снижение сопротивления деформации стали ШХ 15 при нагреве можно оценить экспоненциальной функцией:

$$\sigma_s = \sigma_0 \cdot \exp(-0,0039t),$$

где σ_0 — сопротивление деформации при комнатной температуре $t = 20^\circ\text{C}$ (см. табл. 1.2); t — температура прокатки с учетом разогрева, °C.

Далее по формулам (4.70), (4.72) оценили снижение усилий прокатки при снижении сопротивления деформации при разогреве. Результаты расчетов приведены в табл. 4.2, где обозначено: P_0 — усилие прокатки без учета разогрева; P_p — с учетом разогрева.

Из табл. 4.2 видно, что максимальное усилие прокатки существенно снизилось с 987 кН до 667 кН, причем интенсивность снижения усилий нарастает к концу рабочего участка по мере роста разогрева. В соответствии с формулой (4.74) соотношение усилий и линейных смещений в двух вариантах прокатки выражается следующим образом:

$$\frac{P_1}{P_2} = \sqrt{\frac{m\mu_1}{m\mu_2}}.$$

В рассматриваемом случае

$$\frac{P_1}{P_2} = \frac{987}{667} = 1,48 = \sqrt{\frac{m\mu_1}{m\mu_2}}, \text{ то есть } \frac{m\mu_1}{m\mu_2} = 1,48^2 = 2,19.$$

Таким образом, для достижения того же уровня усилий можно повысить линейное смещение в 2 раза. В данном примере линейное смещение составляет 30 мм. При той же величине подачи 15 мм повышение линейного смещения до 60 мм можно произвести, например, за счет увеличения коэффициента вытяжки до 4.

5. Прокатка на станах ХПТР

Необходимость разработки станов ХПТР была связана с развитием в 50-х годах XX в. новых областей техники: атомной энергетики, авиации, ракетостроения, химической промышленности, где возникла потребность в особо точных прецизионных, тонкостенных и профильных трубах высокого качества. На существовавшем в то время оборудовании изготовить требуемые трубы не было возможности, поэтому во ВНИИметмаше был разработан роликовый способ холодной прокатки (авторы В. В. Носаль и В. А. Вердеревский), а в конце 50-х годов XX в. были созданы первые станы ХПТР, в дальнейшем получившие распространение во всем мире.

При рассмотрении роликовой прокатки применяют те же понятия и определения, что и для прокатки на станах ХПТ (см. п. 4.1), так как процесс ХПТР также относится к периодическим.

5.1. Особенности конструкции станов

На предприятиях используют станы ХПТР малых (ХПТР 4-15, ХПТР 6 (8)-15), средних (ХПТР 15-30, ХПТР 30-60) и крупных (ХПТР 60-120, ХПТР 250) типоразмеров. На малых и средних станах используется трехроликовая схема прокатки, на крупных — четырехроликовая.

Схема стана представлена на рис. 5.1. Отличительная особенность стана — наличие двуплечего рычага НКО, большее плечо которого НО соединено с клетью, а меньшее КО — с сепаратором. Клеть приводится в движение от кривошипно-шатунного механизма, а двуплечий рычаг обеспечивает определенное соотношение скоростей клетки и сепаратора с роликами.

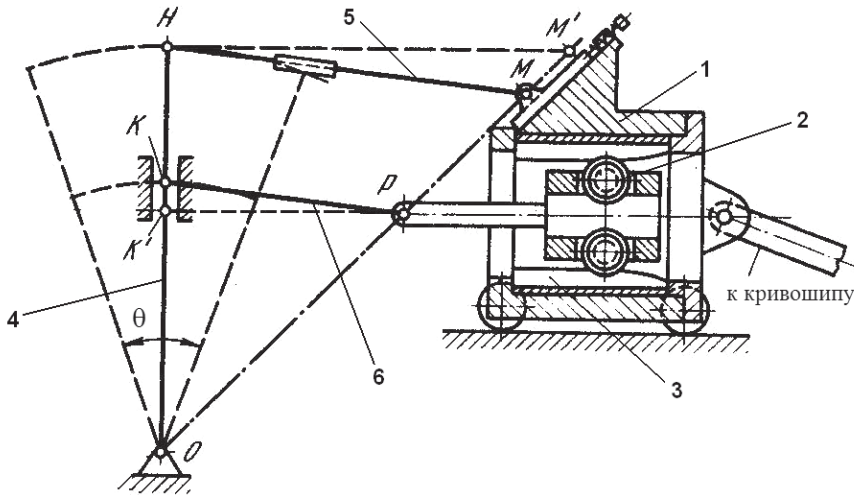


Рис. 5.1. Схема привода клетки среднего стана ХПТР [21]:

1 — клеть; 2 — сепаратор с роликами; 3 — опорные планки; 4 — двуплечий рычаг;
5 — штанга крепления рычага с клетью; 6 — планки крепления рычага с сепаратором

Поперечный разрез клетки для трехроликовой схемы приведен на рис. 5.2. Клеть представляет собой толстостенную втулку-станину, внутри которой установлены опорные планки и ролики, заключенные в сепаратор. Сепаратор в виде втулки имеет три прямоугольных окна для размещения роликов и две проушины для соединения с рычажной системой. Последняя обеспечивает определенное соотношение скоростей клетки и сепаратора для исключения проскальзывания роликов. Точная установка опорных планок достигается с помощью сегментов и клиньев, которые крепятся к станине с помощью болтов и пружин. Ролики устанавливаются на подшипниках скольжения в пазах сепаратора, который удерживает их в одной вертикальной плоскости. Рабочая клеть движется возвратно-поступательно от кривошипно-шатунного механизма. Движение осуществляется в направляющих неподвижной рамы на прокладках из фторопласта.

Деформирующим инструментом роликовой прокатки являются ролики и длинная цилиндрическая оправка (см. рис. 5.3). Ролики имеют ручей постоянного радиуса R_T , соответствующего радиусу готовой трубы, реборды диаметром D_p и цапфы диаметром $D_{ц}$. Обжатие осуществляется благодаря опорным планкам переменной высоты швеллерообразной формы, на которые опираются ролики через цапфы.

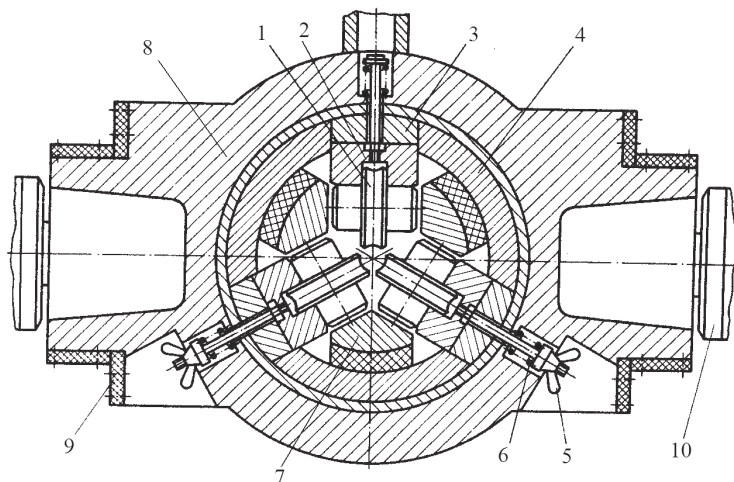


Рис. 5.2. Поперечный разрез клетки стана ХПТР [21]:

1 — ролики; 2 — опорные планки; 3 — регулировочные клинья; 4 — промежуточные сегменты; 5 — болты; 6 — пружины; 7 — сепаратор; 8 — толстостенная втулка (станина); 9 — опоры скольжения (прокладки из фторопласта); 10 — оси привода кривошипно-шатунного механизма

Иногда для прокатки особотонкостенных труб ($D/S > 100$) используют более 4 роликов без цапф, которые опираются на направляющие планки поверхностью ручья. Ролик характеризуют также идеальным диаметром D_i , диаметром по вершине калибра D_v и катающим диаметром D_k — некоторым средним диаметром калибра, определяющим скорость течения металла. Оправка цилиндрической формы имеет диаметр $D_{оп}$, соответствующий внутреннему диаметру готовой трубы, и длину рабочей части L_p (рис. 5.3).

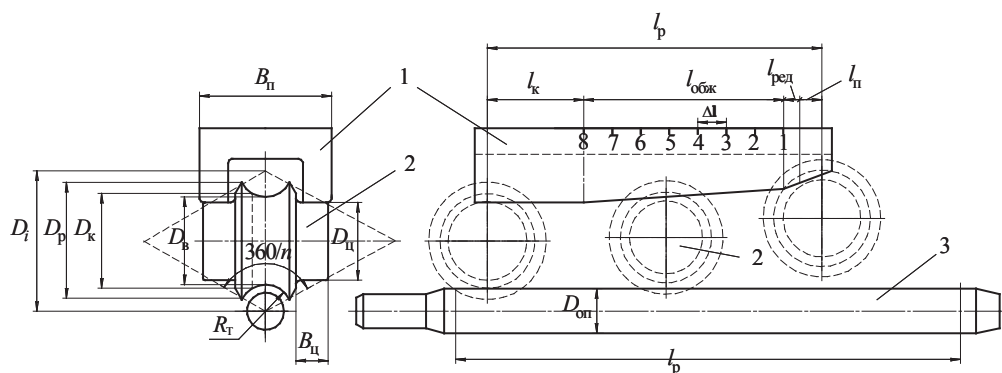


Рис. 5.3. Инструмент стана ХПТР:

1 — опорная планка; 2 — ролик; 3 — оправка

5.2. Скоростные условия роликовой прокатки

Устойчивая роликовая прокатка возможна только при определенном соотношении скоростей клетки и роликов (сепаратора). Конструкция стана такова, что клеть и опорные планки движутся с одной скоростью, так как они жестко закреплены, а скорость роликов равна скорости сепаратора. Для регулирования скоростного режима стан имеет рычажную систему (см. рис. 5.1). Рассмотрим произвольный момент прокатки и построим эпюру поступательных скоростей ролика (см. рис. 5.4).

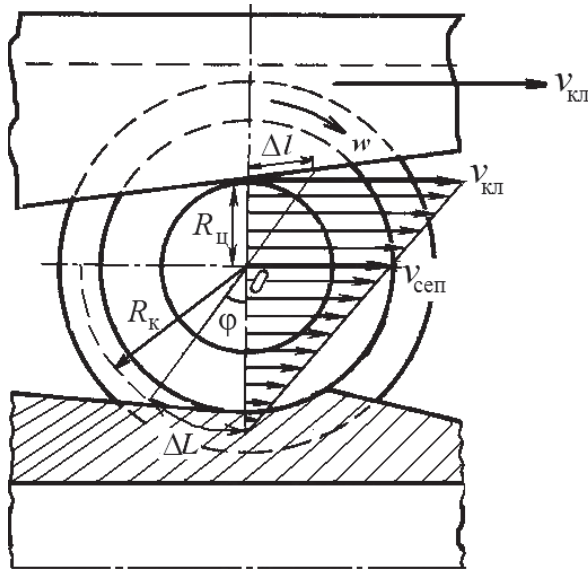


Рис. 5.4. Эпюра поступательных скоростей ролика

Для того чтобы не было проскальзывания цапфы ролика относительно опорной планки, скорость точки на их контакте должна быть равна скорости клетки $v_{\text{кл}}$. Скорость точек ролика на нейтральной линии, соответствующей катающему радиусу R_k на контакте с трубой, должна быть равна 0, так как труба неподвижна. Соединяя прямой линией конец вектора $\vec{v}_{\text{кл}}$ с точкой на контакте, получаем эпюру скоростей касательного движения ролика, в том числе и скорость точки O на оси ролика, $v_{\text{рол}} = v_{\text{сеп}}$. Из подобия соответствующих треугольников получаем:

$$\frac{v_{\text{сеп}}}{v_{\text{кл}}} = \frac{R_{\text{к}}}{R_{\text{к}} + R_{\text{ц}}} = \frac{1}{1 + \frac{R_{\text{ц}}}{R_{\text{к}}}}, \quad (5.1)$$

где $R_{\text{к}} = D_{\text{к}}/2$ — катающий радиус; $R_{\text{ц}} = D_{\text{ц}}/2$ — радиус цапфы ролика.

Рассмотрим далее соотношение ходов ролика по опорной планке Δl и по трубе ΔL (см. рис. 5.4) при повороте ролика на угол ϕ . Ход ролика по опорной планке равен длине дуги цапфы ролика с центральным углом ϕ :

$$\Delta l = \phi \cdot R_{\text{ц}}, \quad (5.2)$$

аналогично

$$\Delta L = \phi \cdot R_{\text{к}}. \quad (5.3)$$

Таким образом, соотношение длин

$$\frac{\Delta l}{\Delta L} = \frac{R_{\text{ц}}}{R_{\text{к}}}. \quad (5.4)$$

Формула (5.4) показывает также соотношение длин соответствующих отрезков на опорной планке и рабочем конусе, что используется в дальнейшем при расчете калибровки опорной планки и анализе условий прокатки на рабочем конусе.

В предельном случае формула (5.4) определяет отношение рабочей длины опорной планки и рабочего конуса:

$$\frac{\ell_p}{L_p} = \frac{R_{\text{ц}}}{R_{\text{к}}}.$$

Ход клетки стана ХПТР $\Delta L_{\text{кл}}$ складывается из хода роликов по опорной планке Δl и по трубе ΔL . Используя формулы (5.2), (5.3), получим:

$$\Delta L_{\text{кл}} = \Delta l + \Delta L = \phi(R_{\text{ц}} + R_{\text{к}}). \quad (5.5)$$

Применяя формулы (5.2) и (5.5), рассчитаем соотношение хода ролика по планке и хода клетки:

$$\frac{\Delta l}{\Delta L_{\text{кл}}} = \frac{R_{\text{ц}}}{R_{\text{к}} + R_{\text{ц}}} = \frac{1}{1 + \frac{R_{\text{к}}}{R_{\text{ц}}}}, \quad (5.6)$$

которое используется далее при расчете длин участков опорной планки.

В предельном случае формула (5.5) позволяет рассчитать полную длину хода клетки:

$$L_{\text{кл}} = \ell_p + L_p. \quad (5.7)$$

5.3. Соотношения в мгновенном очаге деформации

Рассмотрим мгновенный очаг деформации (МОД) при прямом ходе клетки, поставленный в соответствие i -му поперечному сечению рабочего конуса (рис. 5.5).

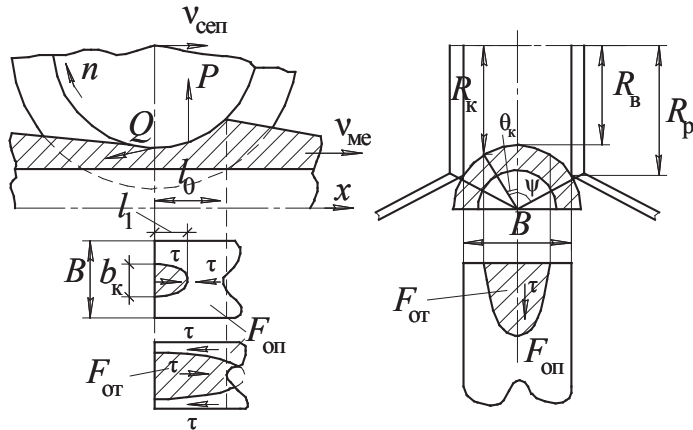


Рис. 5.5. Схема мгновенного очага деформации при роликовой прокатке

Так же, как и при прокатке на станах ХПТ, для определения геометрических параметров МОД необходимо рассчитать распределение обжатий между прямым и обратным ходом клетки. Но если большинство станов ХПТ обладает достаточной жесткостью и распределение обжатий можно определить по формулам (4.9), (4.10), то при прокатке на станах ХПТР более тонкостенных труб распределение обжатий по длине хода клетки непостоянно и носит более сложный характер. Истинное (остаточное) обжатие при обратном ходе клетки зависит от упругой деформации роликов и клетки при прямом ходе, которую можно определить, зная упругую линию стана $P=f(\Delta_{\text{упр}})$, где P — усилие прокатки; $\Delta_{\text{упр}}$ — упругая деформация роликов и клетки.

Необходимые для определения усилия прокатки величины суммарных абсолютных истинных обжатий могут быть вычислены по уточненной формуле (4.11) при нулевой конусности оправки:

$$\Delta S_i = m\mu_i \operatorname{tg} \beta_i + k e^{-\sigma_{si}/\sigma_{s0}}, \quad (5.8)$$

где k — коэффициент, зависящий от материала трубы ($k = 0,1$ для нержавеющей стали; $k = 0,02 \dots 0,03$ — для углеродистых сталей); σ_{s0} и σ_{si} — сопротивление деформации металла соответственно в начале рабочего конуса и в рассматриваемом i -м сечении;

$$\operatorname{tg} \beta_i = \frac{\Delta D_i}{2 \cdot \Delta L}, \quad (5.9)$$

где $\operatorname{tg} \beta_i$ — конусность образующей рабочего конуса; $\Delta D_i = D_{i-1} - D_i$ — изменение диаметра на участке ΔL ; например, $D_i = D_{\text{оп}} + 2S_i$; толщина стенки S_i рассчитывается по калибровке инструмента; $\Delta L = \Delta l \frac{R_k}{R_{\text{ц}}}$ —

длина контрольного участка на рабочем конусе, рассчитывается по формуле (5.4); Δl — длина контрольного участка опорной планки при расчете калибровки; остальные обозначения расшифрованы ранее.

По опытным данным можно принять следующее распределение истинных обжатий за прямой и обратный ход клетки [21]:

$$\Delta S_{\text{пр}i} = (0,55 \dots 0,60) \Delta S_i; \quad (5.10)$$

$$\Delta S_{\text{обр}i} = (0,40 \dots 0,45) \Delta S_i. \quad (5.11)$$

Полная площадь горизонтальной проекции контактной поверхности под одним роликом при прямом ходе клетки (см. рис. 5.5) может быть определена так:

$$F \cong k_{\phi} B l_0, \quad (5.12)$$

где $k_{\phi} = 1,10 \dots 1,25$ — коэффициент, учитывающий форму контактной поверхности; $B = D_T \sin \Psi$ — ширина контактной поверхности;

$l_0 = \sqrt{2R_{\text{в}} \Delta S_{\text{пр}i}}$ — длина контактной поверхности; $\Psi = \frac{180^\circ}{n_p}$ — полуугол

охвата трубы одним роликом; n_p — количество роликов в клетке.

Рассмотрим скоростные соотношения в МОД. Скорость точки на рабочей поверхности ролика v_p складывается из поступательной

скорости роликов и сепаратора $v_{\text{сеп}}$ и окружной скорости ролика $v_{\text{окр}}$. С учетом направления оси x ,

$$v_p = v_{\text{сеп}} - v_{\text{окр}} = \frac{2\pi n}{60}(R_k - R), \quad (5.13)$$

где n — частота вращения ролика, об/мин; R_k — катающий радиус ролика; R — текущий радиус ролика, $R_b \leq R \leq R_p$; R_b — радиус ролика по вершине калибра; R_p — радиус ролика по реборде.

Скорость скольжения металла по ролику:

$$v_{\text{ск}} = v_{\text{ме}} - v_p, \quad (5.14)$$

где $v_{\text{ме}}$ — скорость выхода трубы.

По В. А. Вердеревскому [21], $v_{\text{ме}}$ можно определить так:

$$v_{\text{ме}} = \frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} v_{\text{сеп}}, \quad (5.15)$$

где $\frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i}$ — относительное обжатие стенки в МОД при прямом ходе клетки, определяемое с учетом формулы (5.10).

Подставляя формулы (5.13) и (5.15) в (5.14), получим для $v_{\text{ск}}$:

$$\begin{aligned} v_{\text{ск}} &= \frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} v_{\text{сеп}} - v_{\text{сеп}} + v_{\text{окр}} = v_{\text{сеп}} \left(\frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} - 1 \right) + \frac{2\pi n}{60} R = \\ &= \frac{2\pi n}{60} R_k \left(\frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} - 1 \right) + \frac{2\pi n}{60} R = \frac{2\pi n}{60} \left[R - R_k \left(1 - \frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} \right) \right]. \end{aligned}$$

Так как обжатие в МОД мало, то $\frac{\Delta S_{\text{при}}}{S_i} \approx 0$, и можно принять:

$$v_{\text{ск}} = \frac{2\pi n}{60}(R - R_k). \quad (5.16)$$

По соотношению R и R_k в выражении (5.16) можно разделить контактную поверхность на зоны опережения и отставания (см. поперечный разрез МОД на рис. 5.5). Если $R > R_k$, то $v_{\text{ск}} > 0$, и эта часть калибра, примыкающая к реборде, соответствует зоне опережения. Если $R < R_k$, то $v_{\text{ск}} < 0$, и в зоне вершины калибра будет зона отставания.

На рис. 5.5 зоны отставания, которые могут быть в форме полуэллипса и криволинейной трапеции, выделены штриховкой. При расчете площадей зон отставания и опережения рассматриваются два случая по соотношению длин зоны отставания и всего очага деформации [21]:

- 1) $l_1 < l_0$ — форма зоны отставания — полуэллипс с полуосями $\frac{1}{2}b_k$ и l_1 .
- 2) $l_1 > l_0$ — протяженность зоны отставания больше длины очага деформации, форма этой зоны — криволинейная трапеция. Соотношение l_1 и l_0 рассчитывается по формуле:

$$\frac{l_1}{l_0} = \frac{4}{\pi} \sqrt{\frac{D_T / 2\Theta_k}{2R_B(\mu_{Si} - 1)}},$$

где $\Theta_k = \frac{\pi}{n_p} \left[0,5 + \frac{D_T / 2}{12R_B} \left(\frac{\pi}{n} \right)^2 \right]$ — угол, определяющий положение катающего радиуса, рад.; $\mu_{Si} = \frac{S_{i-1}}{S_i}$ — текущий коэффициент вытяжки в МОД; S_{i-1} — толщина стенки в сечении, соответствующем положению частицы в предыдущем цикле прокатки.

В первом случае площадь зоны отставания равна половине площади эллипса:

$$F_{от} = \pi l_1 \frac{b_k}{4}, \quad (5.17)$$

во втором случае

$$F_{от} \cong b_k l_0, \quad (5.18)$$

где $b_k = D_T \sin \Theta_k$ — ширина зоны отставания.

Площадь зоны опережения:

$$F_{оп} = F - F_{от}. \quad (5.19)$$

5.4. Расчет силовых параметров

5.4.1. Усилие металла на ролик

Методика определения усилия металла на ролик стана ХПТР сохраняется обычной, однако аналитически вычислить величины абсолютных обжатий при прямом и обратном ходе клетки с учетом упругого сжатия роликов в данном случае можно только итеративным методом, что занимает много времени. В целях упрощения решения задачи в книге [21] предлагается номограмма (см. рис. 5.6), с помощью которой довольно просто определить усилия при прямом и обратном ходе клетки в данном сечении рабочего конуса $P_{\text{пр}}^H, P_{\text{обр}}^H$.

По оси абсцисс номограммы отложена толщина стенок трубы S по длине рабочего конуса. Тогда разность толщин стенок ΔS будет определять величину относительного обжатия за цикл прокатки, которая рассчитывается по формуле (5.8). Номограмма содержит сетку линий, отражающих зависимость усилия прокатки от обжатия толщины стенки $P(\Delta S)$, построенных с учетом упругого сжатия роликов и упрочнения металла по методике А. И. Целикова для листовой прокатки. Для определения искомых величин находятся точки пересечения линий с упругой линией стана $P=f(\Delta_{\text{упр}})$, характеризующей жесткость клетки.

Для определения усилий в другом случае прокатки (например, другой стали) используют соотношения:

$$P_2 = P_1(\sigma_{s2} / \sigma_{s1})^2; \quad (5.20)$$

$$P_2 = P_1(B_2 / B_1), \quad (5.21)$$

где P_1, P_2 — усилия прокатки по двум вариантам соответственно; σ_{s1}, σ_{s2} — сопротивление деформации разных сплавов; B_1, B_2 — ширина контактной поверхности в двух вариантах.

Соотношения (5.20) и (5.21) показывают, что при прочих равных условиях усилие прокатки возрастает пропорционально сопротивлению деформации и ширине (площади) контактной поверхности.

Рассмотрим использование номограммы на примере.

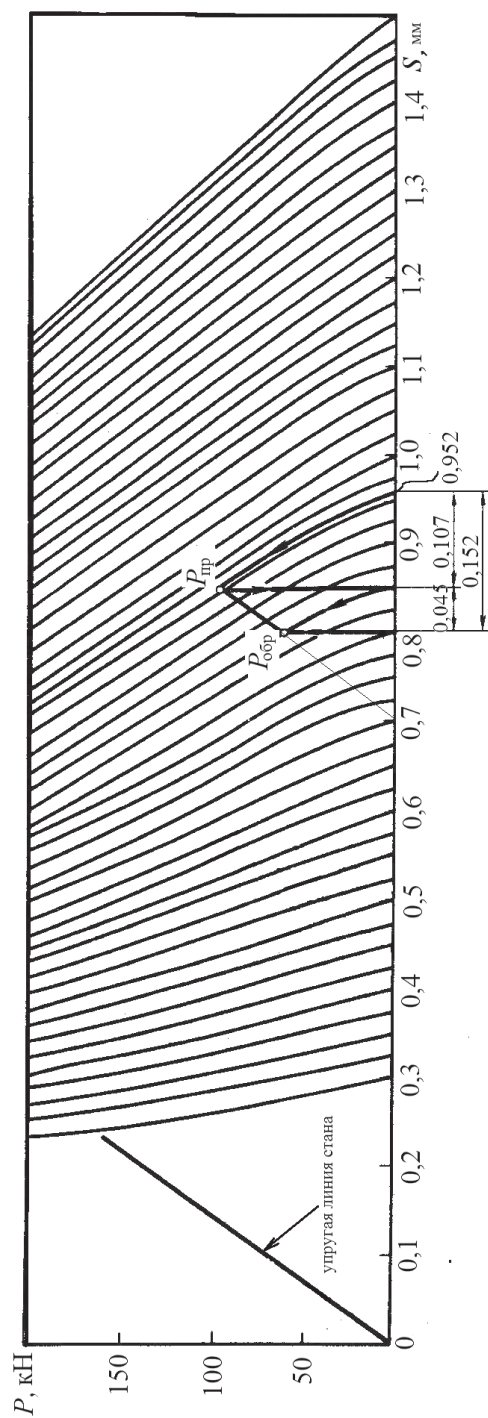


Рис. 5.6. Номограмма для определения усилий прокатки для стана ХПТР 30–60 [21]

Пример. Определим усилие прокатки при прямом и обратном ходе клетки для прохода прокатки $37 \times 1,0 \rightarrow 35,5 \times 0,4$ мм с подачей $m = 6,5$ мм в сечении, где толщина стенки трубы $S_i = 0,8$ мм. Материал трубы — сталь типа 1Х18Н10Т, суммарное абсолютное обжатие, рассчитанное по формуле (5.8), $\Delta S_i = 0,152$ мм. Тогда исходная толщина стенки $S_{i-1} = 0,8 + 0,152 = 0,952$ мм. Далее воспользуемся номограммой на рис. 5.6. Находим линию $P(S)$, выходящую из точки, соответствующей исходной стенке 0,952 мм, и поднимаемся по ней вверх по стрелке до пересечения с прямой, параллельной упругой линии стана. Прямая проводится таким образом, чтобы координата S ее пересечения с одной из линий $P(S)$ была $S_i = 0,8$ мм. Точка пересечения с правой линией $P(S)$ покажет усилие при прямом ходе клетки $P_{пр} = 98$ кН, а с левой линией — усилие при обратном ходе $P_{обр} = 62$ кН. Пересечение левой линии $P(S)$ с осью абсцисс покажет относительные обжатия при прямом и обратном ходе клетки, соответственно 0,107 и 0,045 мм. Пересечение упругой линии стана с осью абсцисс покажет предварительную установку роликов (зазор между образующей оправки и ручьем ролика — 0,7 мм) для прокатки заданной толщины стенки, в данном сечении $S_i = 0,8$ мм.

На рис. 5.7 приведены опытные данные по изменению усилия прокатки при прямом и обратном ходе клетки с различными подачами. Из рисунка видно, что с увеличением подачи усилие значительно возрастает, это связано с увеличением истинных обжатий в МОД. Распределение усилий в пределах хода клетки носит тот же характер, что и на стане ХПТ. Отличие состоит в том, что величины усилий при прямом и обратном ходе клетки различаются не столь сильно, как на станах ХПТ (при обратном ходе усилие на 10–15 % меньше, чем при прямом). Это объясняется распределением истинных обжатий при прямом и обратном ходе (за обратный ход может деформироваться до 40–45 % объема подачи). На величину нормальных усилий, действующих на ролики станов ХПТР, оказывают влияние в основном те же факторы, что и на стане ХПТ.

Для определения среднего за цикл прокатки усилия можно пользоваться формулой Ю. Ф. Шевакина [8]:

$$\bar{P}_{\text{ХПТР}} = k_{\sigma} \bar{\sigma}_{\epsilon} (D_0 + D_T) \sqrt{m \mu_{\Sigma} (S_0 - S_T) R_{\kappa} / (\ell_{\text{обж}} + \ell_{\text{ред}})}, \quad (5.22)$$

где $k_g = 1,6 \dots 2,2$ — коэффициент, учитывающий особенности роликовой прокатки; $\bar{\sigma}_b = \frac{1}{2}(\sigma_{b0} + \sigma_{bT})$ — среднее временное сопротивление металла; остальные размеры обозначены при расчете калибровки инструмента стана ХПТР.

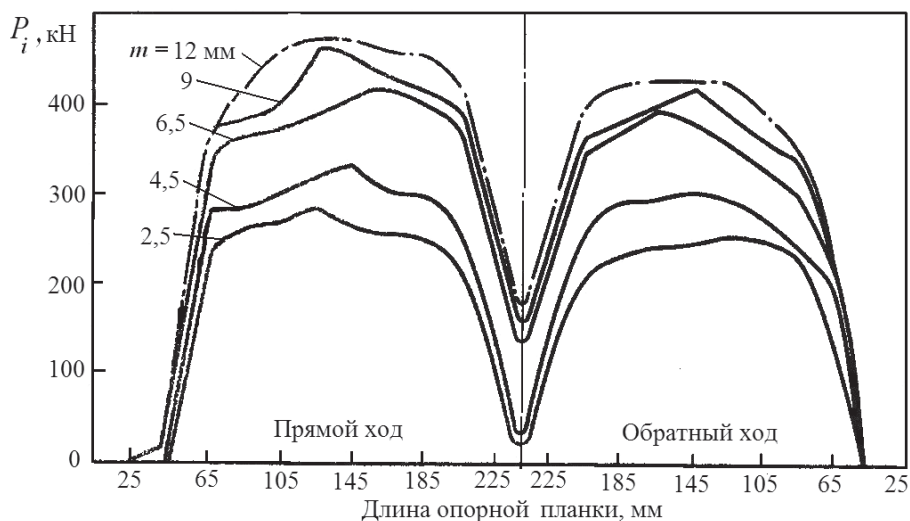


Рис. 5.7. Изменение усилия прокатки по длине опорной планки при прямом и обратном ходе клетки в зависимости от величины подачи при прокатке по маршруту $51 \times 1,5 \rightarrow 47 \times 0,6$ мм, материал — сталь типа 1X18 H10 T [21]

Пример. Рассчитаем по формуле (5.22) усилие прокатки для прохода $51 \times 1,5 \rightarrow 47 \times 0,6$ мм с подачей 4,5 мм, материал — сталь 08X18H10T.

Из расчета калибровки инструмента имеем: длины зон планки: $l_{обж} = 148,8$ мм; $l_{ред} = 10$ мм; катающий радиус $R_k = 22,8$ мм; $\mu_\Sigma = 2,67$.

Временное сопротивление стали по данным табл. 1.2: для заготовки $\sigma_{b0} = 667$ МПа; для готовой трубы с учетом относительного обжатия

$$\varepsilon = \left(1 - \frac{1}{\mu_\Sigma}\right) 100\% = \left(1 - \frac{1}{2,67}\right) 100\% = 62,5\%,$$

$$\sigma_{bT} = \sigma_{b0} + q\varepsilon^b = 667 + 19 \cdot (62,5)^{0,84} = 1279,8 \text{ МПа};$$

$$\text{среднее: } \bar{\sigma}_b = \frac{1}{2}(667 + 1279,8) = 973,4 \text{ МПа.}$$

Подставим найденные значения в формулу (5.22):

$$\bar{P}_{\text{ХРТР}} = 1,8 \cdot 973,4 \cdot (51 + 47) \times \\ \times \sqrt{4,5 \cdot 2,67 \cdot (1,5 - 0,6) \cdot 22,8 / (148,8 + 10)} = 214,6 \text{ кН.}$$

Полученное значение согласуется с соответствующим графиком на рис. 5.7.

5.4.2. Осевые усилия на заготовку

Осевое усилие Q (см. рис. 5.5) определяется направлением сил трения в зонах опережения $T_{\text{оп}}$ и отставания $T_{\text{от}}$ на контактной поверхности роликов с трубой. Направление напряжений трения τ противоположно направлению скоростей скольжения металла по роликам. Здесь и далее для простоты записи индекс «i» опущен.

Принимая равномерное распределение напряжений трения τ по контактной поверхности, силы трения в зонах опережения и отставания можно определить так:

$$T_{\text{оп}} = \tau F_{\text{оп}}; \\ T_{\text{от}} = \tau F_{\text{от}},$$

где площади зон опережения и отставания определяются по формулам (5.17)... (5.19).

Осевое усилие на заготовку при прямом ходе клетки определяется аналогично стану ХПТ (4.75):

$$Q_{\text{пр}} = n_p (T_{\text{от}} - T_{\text{оп}}) = n_p \tau (F_{\text{от}} - F_{\text{оп}}) = n_p f p (F_{\text{от}} - F_{\text{оп}}), \quad (5.23)$$

где n_p — количество роликов в клетки; $f = 0,05 \dots 0,07$ — коэффициент трения в законе Кулона.

С учетом направления оси x на рис. 5.5 растягивающее осевое усилие будет положительным, а сжимающее — отрицательным. Возможно возникновение осевых усилий обоих знаков.

Ранее было показано, что деформация при прокатке на станах ХПТР происходит как при прямом, так и при обратном ходе клетки. Во время обратного хода обжимается часть поданного объема металла, которая не могла быть раскатана при прямом ходе вследствие упругой деформации клетки и роликов. Следовательно, величина обжатия во время

обратного хода определяется разностью упругих деформаций, возникающих при прямом и обратном ходе клетки. На практике при обратном ходе клетки может деформироваться до 40–45 % всего поданного объема металла. Поскольку на роликовых станах прокатка производится на цилиндрической оправке, условия прямого и обратного хода одинаковы с точки зрения течения металла. При движении клетки вперед вытяжка происходит в направлении выхода готовой трубы, при обратном ходе металл стремится течь в сторону заготовки. Однако этому течению препятствует жесткий патрон подачи, и металл вынужден течь также в сторону готовой трубы, как бы пропрессовываясь через кольцевую щель, образованную профилем калибров и оправкой. В этот период в заготовке возникают наибольшие усилия [21].

Теоретически предельную величину осевых усилий при обратном ходе клетки можно определить с помощью зависимостей, используемых при прессовании труб. Например, для расчета осевого усилия в i -м сечении рабочего конуса в [21] рекомендуется эмпирическая зависимость Л. В. Прозорова (знак «—» показывает, что усилие сжимающее):

$$Q_{\text{обр}i} = -5\sigma_v F_i \ln \frac{F_i}{F_{i+1}}, \quad (5.24)$$

где 5 — коэффициент, учитывающий силы трения и неравномерность распределения напряжений в трубной заготовке; σ_v — временное сопротивление металла трубы в данном сечении с учетом упрочнения; F_i , F_{i+1} — площади поперечных сечений (данного i -го и следующего за ним $(i+1)$ -го).

Площадь $(i+1)$ -го сечения отличается от данного на величину истинного обжатия поперечного сечения при обратном ходе клетки:

$$F_{i+1} = F_i - \Delta F_{\text{обр}i},$$

где

$$\Delta F_{\text{обр}i} = \pi k_t \cdot \Delta S_{\text{обр}i} (D_i + \Delta S_{\text{обр}i}),$$

где $k_t = 0,60 \dots 0,97$ — коэффициент, учитывающий отношение обжатой части трубы ко всему ее периметру; D_i — диаметр трубы в данном сечении; $\Delta S_{\text{обр}i}$ — истинное относительное обжатие при обратном ходе клетки рассчитывается по формуле (5.11).

Более точное распределение обжатия на прямой и обратный ход клетки может быть сделано с использованием номограммы (см. рис. 5.6) или аналогичных ей, приведенных в книге [21].

Рассчитанное осевое усилие во избежание потери устойчивости трубы проверяется по формуле (4.78), как и при прокатке на стане ХПТ.

Пример. Рассчитаем осевое усилие при обратном ходе клетки по формуле (5.24), возникающее при прокатке труб по маршруту $51 \times 1,6 \rightarrow 47 \times 0,6$ мм в сечении рабочего конуса, отстоящем от начала на 160 мм, имеющего размеры $D_i = 47,27$ мм; $S_i = 0,73$ мм. Подача $m = 4,5$ мм, радиус цапфы ролика $R_{\text{ц}} = 13,5$ мм, катающий радиус $R_k = 22,7$ мм. Длина контрольного участка при расчете калибровки опорной планки $\Delta l = 21$ мм. Марка стали 08X18 H10 Т.

Площадь i -го поперечного сечения $F_i = \pi \cdot 0,73 \cdot (47,27 - 0,73) = 106,7 \text{ мм}^2$.

Текущий коэффициент вытяжки

$$\mu_i = \frac{S_0(D_0 - S_0)}{S_i(D_i - S_i)} = \frac{1,6(51 - 1,6)}{0,73(47,27 - 0,73)} = 2,32.$$

Текущая конусность развертки рабочего конуса $\text{tg} \beta_i$ рассчитывается по формуле (5.9), где $\Delta D_i = 0,16$ мм — перепад диаметров между соседними сечениями в соответствии с калибровкой опорной планки; $\Delta L = \Delta \ell \frac{R_k}{R_{\text{ц}}} = 21 \frac{22,7}{13,5} = 35,3$ мм, тогда $\text{tg} \beta_i = \frac{\Delta D_i}{2 \cdot \Delta L} = \frac{0,16}{2 \cdot 35,3} = 0,002$.

Для вычисления общего истинного обжатия по формуле (5.8) определим сопротивление деформации. В соответствии с табл. 1.2 для стали 08X18 H10 Т $\sigma_{s0} = 322$ МПа, а σ_{si} определим с учетом упрочнения. Степень деформации сдвига, накопленную к i -му сечению, можно приближенно оценить как

$$\Lambda_i \approx 2 \ln \mu_i = 2 \ln 2,32 = 3,36.$$

Тогда

$$\sigma_{si} = 322 + 813 \cdot 3,36^{0,41} = 1655 \text{ МПа}.$$

Истинное обжатие

$$\begin{aligned} \Delta S_{\Sigma i} &= m \mu_i \text{tg} \beta_i + k e^{-\sigma_{si} / \sigma_{s0}} = 4,5 \cdot 2,32 \cdot 0,002 + 0,1 e^{-1655 / 322} = \\ &= 0,02 + 0,006 = 0,026 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Истинное обжатие при обратном ходе клетки определяем по формуле (5.11):

$$\Delta S_{\text{обри}} = (0,40 \dots 0,45) \Delta S_{\Sigma i} = 0,4 \cdot 0,026 = 0,01 \text{ мм.}$$

Обжатие поперечного сечения при обратном ходе клетки:

$$\Delta F_{\text{обри}} = \pi k_t \cdot \Delta S_{\text{обри}} (D_i + \Delta S_{\text{обри}}) = \pi \cdot 0,9 \cdot 0,01 \cdot (47,27 + 0,01) = 1,34 \text{ мм}^2.$$

Для вычисления осевого усилия по формуле (5.24) необходимо определить временное сопротивление стали с учетом упрочнения. Вычислим относительное обжатие поперечного сечения:

$$\varepsilon_i = \frac{F_0 - F_i}{F_0} 100 \% = \left(1 - \frac{1}{\mu_i}\right) 100 \% = \left(1 - \frac{1}{2,32}\right) 100 \% = 57 \%.$$

В соответствии с табл. 1.2,

$$\sigma_{\text{ви}} = 667 + 19 \cdot 57^{0,84} = 1233,2 \text{ МПа.}$$

Окончательно получаем:

$$Q_{\text{обри}} = -5 \sigma_{\text{ви}} F_i \ln \frac{F_i}{F_{i+1}} = -5 \cdot 1233,2 \cdot 106,7 \cdot \ln \frac{106,7}{106,7 - 1,34} = -8,6 \text{ кН.}$$

Расчеты показали, что формулу (5.24) можно упростить. Во-первых, учитывая малое изменение наружного диаметра, можно принять

$$\frac{F_i}{F_{i+1}} \approx \frac{S_i}{S_{i+1}},$$

где $S_{i+1} = S_i - \Delta S_{\text{обри}}$.

Далее, используя разложение логарифмической функции в степенной ряд и ограничиваясь первым членом ($\ln x \approx x - 1$), можно записать:

$$\ln \frac{S_i}{S_{i+1}} \approx \frac{S_i}{S_{i+1}} - 1 = \mu_{\text{собри}} - 1.$$

Таким образом, формулу (5.24) можно использовать в виде

$$Q_{\text{обри}} = -5 \sigma_{\text{ви}} F_i (\mu_{\text{собри}} - 1), \quad (5.25)$$

где $\mu_{\text{собр}i} = \frac{S_i}{S_{i+1}}$ — текущий коэффициент вытяжки по стенке при обратном ходе клетки; $S_{i+1} = S_i - \Delta S_{\text{обр}i}$ — толщина стенки в соседнем сечении.

Рассчитаем усилие по формуле (5.25), используя ранее рассчитанные значения:

$$\mu_{\text{собр}i} = \frac{S_i}{S_{i+1}} = \frac{0,73}{0,73 - 0,01} = 1,014.$$

$$Q_{\text{обр}i} = -5\sigma_{\text{в}i} F_i (\mu_{\text{собр}i} - 1) = -5 \cdot 1233,2 \cdot 106,7 \cdot (1,014 - 1) = -9,2 \text{ кН}.$$

Проверим величину найденного осевого усилия по формуле (4.78):

$$\frac{|Q_i|}{\pi S_0 (D_0 - S_0)} = \frac{9200 \text{ Н}}{\pi \cdot 1,6(51 - 1,6)} = 37 \text{ МПа} \leq 0,8\sigma_{0,2} = 0,8 \cdot 322 = 258 \text{ МПа},$$

где $\sigma_{0,2}$ — предел текучести металла заготовки, определен по данным табл. 1.2 для стали 08Х18Н10Т.

Проверка показывает, что рассчитанное осевое усилие не вызовет стыковку торцев заготовок.

На рис. 5.8 приведены экспериментальные данные зависимости осевых усилий от режимов роликовой прокатки [21].

Из формул (5.23), (5.24) и экспериментальных данных (см. рис. 5.8) видно, что на осевое усилие при роликовой прокатке оказывают влияние следующие факторы:

- увеличение коэффициента вытяжки (преимущественно по стенке), подачи и линейного смещения приводит к росту осевого усилия, так как возрастают скорость металла в МОД, скорость скольжения и силы трения;
- упрочнение в процессе прокатки (рост сопротивления деформации и временного сопротивления) приводит к росту осевого усилия, причем при прокатке сталей, более склонных к упрочнению (нержавеющих), осевое усилие больше, чем, например, углеродистых сталей (см. линии 1 и 4 на рис. 5.8, а);
- при прокатке более тонкостенных труб осевое усилие больше в связи с ростом нормальных напряжений и сил трения.

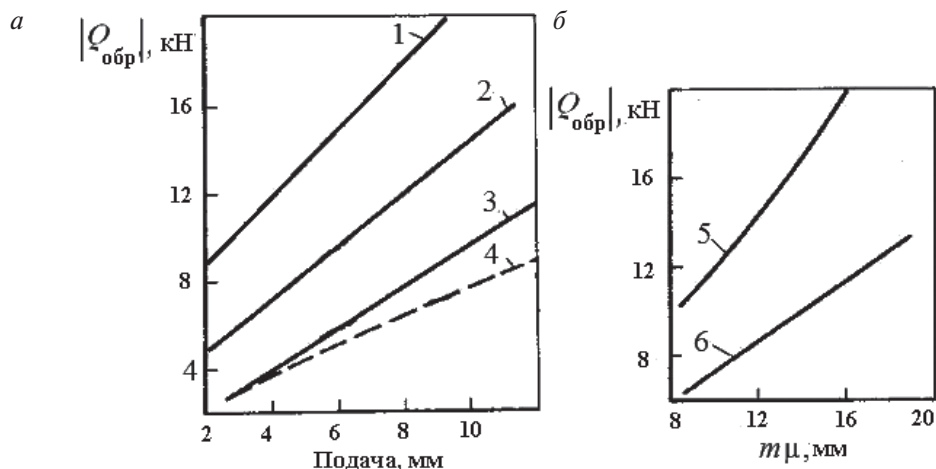


Рис. 5.8. Влияние на осевые силы подачи — а и линейного смещения — б при обратном ходе клетки (1–3, 5, 6 — сталь 1Х18 Н9 Т, 4 — сталь 10):

1 — прокатка по маршруту $51 \times 1,5 \rightarrow 47 \times 0,6$ мм ($\mu = 2,67$); 2 — $37 \times 1 \rightarrow 35,5 \times 0,4$ мм ($\mu = 2,56$);
 3 — $48 \times 1,1 \rightarrow 45,5 \times 0,5$ мм ($\mu = 2,3$); 4 — $60 \times 1,5 \rightarrow 57 \times 0,6$ мм ($\mu = 2,6$);
 5 — $60 \times 1,0 \rightarrow 57 \times 0,6$ мм ($\mu = 1,75$); 6 — $60 \times 1,5 \rightarrow 57 \times 0,6$ мм ($\mu = 2,6$)

5.5. Расчет поврежденности металла

За один проход ХПТР поврежденность может быть рассчитана по приближенной формуле, аналогичной формуле для ХПТ (4.84):

$$\omega = 2k_{нем} \sqrt{\frac{2m(1+2\mu_{\Sigma})}{3(L_p - L_k)}} \cdot \left[\frac{\ln \mu_{D_p}}{\Lambda_{p1}} + \frac{\ln \mu_s}{\Lambda_{p2}} \right], \quad (5.26)$$

где $k_{нем} = 1, 2$ — коэффициент немонотонности деформации; L_p, L_k — соответственно длины рабочего и калибрующего участков на рабочем конусе;

$\mu_{D_p} = \frac{D_0 - S_0}{D_{оп} + S_1}$ — коэффициент вытяжки по диаметру в зоне редуцирования; $D_{оп}$ и S_1 — соответственно диаметр оправки и толщина

стенки в конце зоны редуцирования; $\mu_s = \frac{S_1}{S_T}$ — коэффициент вытяжки по стенке в зоне обжатия; $\Lambda_{pi}(\sigma/T_i; \mu_{oi})$ — пластичность металла в i -й зоне очага деформации. Остальные обозначения приняты выше.

Формула (5.26) получена из формулы (4.84) при следующих допущениях: ролики полностью охватывают трубу, отсутствует зона выпусков калибра, меньше немонотонность деформации.

Характеристики зон очага деформации:

$i = 1$ — зона редуцирования ($\sigma/T_1 = -0,5$; $\mu_{\sigma 1} = 0,2$);

$i = 2$ — зона обжатия стенки ($\sigma/T_2 = -2,7$; $\mu_{\sigma 2} = 0$).

Пластичность рассчитывается по данным табл. 1.2.

Оценку накопленной величины поврежденности можно сделать по критериям (1.40) и (1.41).

5.6. Технологические ограничения

Так же, как и при рассмотрении станов ХПТ, проверяется несколько групп ограничений.

Для обеспечения устойчивого процесса прокатки должны выполняться *геометрические ограничения*, которые учитываются при расчете калибровки инструмента. Запишем их еще раз.

Зазор для введения оправки должен находиться в диапазоне

$$\Delta_1 = D_0 - 2S_0 - D_{\text{оп}} = [0,5...2,0] \text{ мм.}$$

Меньшие зазоры выбираются для труб с меньшими размерами.

Во избежание проскальзывания ролика относительно трубы рассчитанная величина катающего радиуса R_k должна находиться в пределах

$$R_b < R_k < R_p,$$

где R_g — радиус ролика по вершине калибра; R_p — радиус ролика по реборде.

Прочностные ограничения проверяются на основе расчета силовых параметров.

Усилие, действующее на ролик, не должно превышать максимально возможное по технической характеристике стана:

$$P_{\text{max}} \leq [P]. \quad (5.27)$$

При невыполнении условия (5.27) надо уменьшить величину подачи без большого ущерба для производительности и повторить расчеты.

Для предотвращения стыковки труб, особенно при обратном ходе клетки, и потери устойчивости трубы в виде «гармошки» максимальное осевое усилие, рассчитанное по формулам (5.23), (5.24), проверяется по выражению:

$$\frac{|Q_i^{\max}|}{F_0} \leq 0,8\sigma_{0,2}, \quad (5.28)$$

где F_0 — площадь поперечного сечения прокатываемой заготовки; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести металла заготовки.

Для снижения осевого усилия при нарушении условия (5.28) часто достаточно уменьшить величину подачи.

Далее проверяются ограничения, обеспечивающие требуемое *качество* труб.

Для получения точных размеров труб ограничивают значение коэффициента полировки:

$$\frac{L_k}{m_{\mu_\Sigma}} = [k_{\Pi}],$$

где L_k — длина калибрующего участка на рабочем конусе с учетом формулы (5.4); $[k_{\Pi}] = 4...5$ — коэффициент полировки.

Качество труб оценивают также по величине накопленной поврежденности, рассчитанной по формуле (5.26). В связи с тем, что на станах ХПТР прокатывают в основном трубы ответственного назначения, поврежденность не должна превышать первое пороговое значение по формуле (1.40):

$$\omega \leq \omega^*,$$

что обеспечивает полное заживление поврежденности при заключительной термической обработке и не ухудшает эксплуатационные свойства труб.

6. Волочение труб

- Способ волочения отличаются следующие *достоинства*:
- высокая (по сравнению с холодной прокаткой) производительность — до 5 тыс. м/ч на линейных станах и до 13 тыс. м/ч на бухтовых;
 - простота оборудования и инструмента (волоков и оправок);
 - возможность получения труб, которые нельзя получить другими способами (капиллярные, тонкостенные малого диаметра, некоторые виды профильных труб и др.).

Недостатки:

- невысокие коэффициенты вытяжки (в основном до 1,6) приводят к применению многопроходных схем волочения и повышению цикличности производства;
- повышенный расход металла на волочильную головку;
- характерна кривизна труб и необходима правка.

6.1. Разновидности волочения

Известны следующие традиционные способы волочения:

- безоправочное (БО);
- на короткой закрепленной оправке (КО);
- на самоустанавливающейся оправке (СО);
- на длинной оправке (ДО).

Безоправочное волочение

Способ применяется для ускорения формирования наружного диаметра при почти постоянной толщине стенки, которая, в отли-

чие от оправочного волочения, формируется свободно. Используется в промежуточных или окончательных проходах.

Область применения: для волочения труб из всех марок сталей и сплавов, сортамент труб также достаточно широкий. Традиционный способ БО (через одну волоку) не применяется для волочения сверхкрупных труб ($D > 120$ мм) и для волочения особотонкостенных ($D/S > 50$) и особотолстостенных ($D/S < 4$). В первом случае ограничение связано с возможной потерей устойчивости поперечного сечения трубы и образованием ужимов. Второе — с повышенной обрывностью труб при волочении.

Предельный коэффициент вытяжки $\mu_{пр}$ за один проход безоправочного волочения выбирается в зависимости от относительной тонкостенности D/S :

D/S	4...5	5...10	10...25	25...33	33...50
$\mu_{пр}$	1,2	1,33	1,5...1,7	1,3	1,1

Из приведенных данных видно, что максимальный коэффициент вытяжки 1,7 достигается при БО волочении труб нормальной тонкостенности. При волочении труб иного сортамента коэффициенты вытяжки рекомендуется снижать.

Изменение толщины стенки зависит от тонкостенности трубы D/S , обжатия по наружному диаметру, марки материала, угла конусности волоки и др. Обычно утонение стенки стальных труб происходит при $D/S < 6$, то есть когда трубы толстостенные. При волочении тонкостенных труб ($D/S > 6$) происходит утолщение стенки. Эту закономерность отражает, например, зависимость:

$$\Delta S = 3,02(D_0 - D_T) \frac{S_0}{D_0} \left(0,17 - \frac{S_0}{D_0} \right), \quad (6.1)$$

где $\Delta S = S_T - S_0$ — изменение толщины стенки.

По зависимости (6.1) получается, что при $\frac{S_0}{D_0} > 0,17$ стенка трубы утоняется ($\Delta S < 0$), а при $\frac{S_0}{D_0} < 0,17$ стенка утолщается ($\Delta S > 0$), что иллюстрирует рис. 6.1.

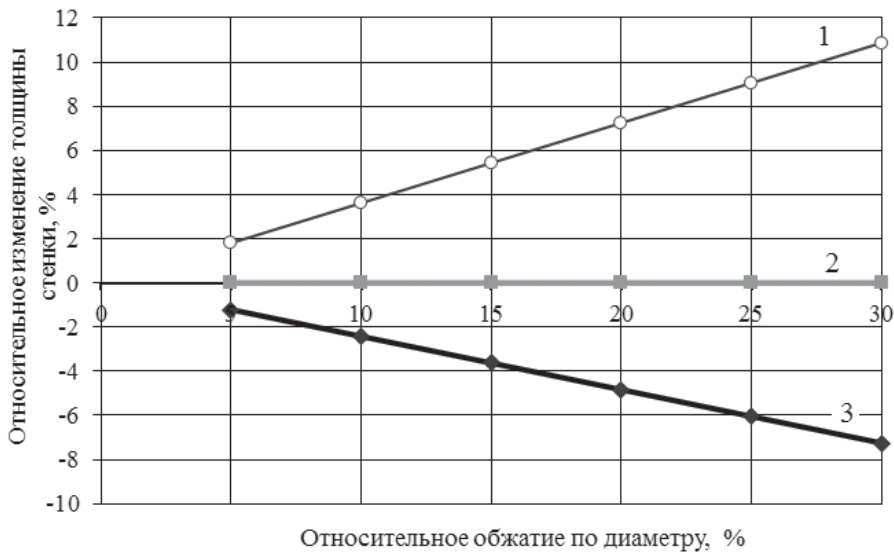


Рис. 6.1. Изменение толщины стенки при безоправочном волочении:
1— $S/D = 0,05$; 2— $0,17$; 3— $0,25$

В инженерных расчетах утолщение стенки можно оценивать по зависимостям:

при $S_0 \geq 1$ мм $\Delta S = 0,01 \Delta D$;

при $S_0 < 1$ мм $\Delta S = 0,005 \Delta D$.

Волочение на короткой закрепленной оправке

Известны две разновидности способа: волочение на цилиндрической и цилиндроконической (полуплавающей) оправке.

Область применения: для обжатия по наружному диаметру и толщине стенки, причем в большей степени — по диаметру. Для волочения используются линейные станы. Способ не используют для получения труб с повышенными требованиями к качеству поверхности из-за возможного налипания металла на оправку и образования рисок.

Предельный коэффициент вытяжки $\mu_{пр} = 1,8$. Обжатие по стенке невелико: $\Delta S = 0,2...0,8$ мм, соотношение коэффициентов вытяжки по стенке и диаметру $\mu_s/\mu_D = 0,8...0,9$.

Оправка крепится на стержне, на который во время волочения действует осевая растягивающая сила $Q_{ст}$. Эта сила меньше при во-

лочении на цилиндроконической оправке за счет силы от нормальных давлений на коническом участке оправки, которая разгружает стержень. За счет этого уменьшается дрожание оправки, улучшается качество внутренней поверхности и повышается коэффициент вытяжки.

Волочение на самоустанавливающейся оправке

Осуществляется на короткой цилиндроконической оправке без стержня. Оправка самоустанавливается в очаге деформации под действием сил от напряжений трения и нормального давления.

Область применения: для обжатия по наружному диаметру и толщине стенки труб из углеродистых, легированных сталей, медных сплавов, капиллярных труб из коррозионно-стойких сталей. Для волочения используются барабанные станы. Так же, как волочение на короткой оправке, способ обычно не используют для получения труб с повышенными требованиями к качеству поверхности из-за возможного напоя металла на оправку и образования рисок.

Предельный коэффициент вытяжки $\mu_{пр} = 1,6$.

Усилие волочения меньше, чем при волочении на короткой оправке, за счет уравнивания части сил, приложенных к оправке.

Достоинства СО по сравнению с КО:

- возможность получения труб большой длины в бухтах (до 2000 м), в том числе капиллярных;
- отсутствие удерживающего стержня и дрожания оправки;
- лучшее качество внутренней поверхности из-за гидродинамического эффекта смазки и меньших напряжений трения.

Недостатки СО по сравнению с КО:

- не используется для вязких металлов;
- затруднена химическая обработка труб в бухтах;
- необходимы специальные смазки;
- специфические дефекты в связи с потерей устойчивости оправки: «броски» оправки, кольцевые отпечатки, обрыв трубы и др.

Волочение на длинной оправке

Способ волочения осуществляется на длинной подвижной оправке, диаметр которой равен внутреннему диаметру готовой трубы:

$$D_{\text{оп}} = D_{\text{т}} - 2S_{\text{т}}.$$

Область применения: для обжатия по толщине стенки и в меньшей степени — по наружному диаметру. Применяется обычно в начале технологического маршрута при формировании требуемой толщины стенки. Используется для изготовления тонкостенных и особотонкостенных труб из большинства марок сталей и сплавов, в том числе и склонных к налипанию на инструмент. Это связано с минимальным скольжением металла относительно оправки, которая движется вместе с трубой.

Предельный коэффициент вытяжки больше, чем при других способах волочения, за счет более благоприятной схемы напряженно-деформированного состояния: $\mu_{\text{пр}} = 2,5$.

Основная технологическая особенность способа — необходимость извлечения оправки из трубы с формированием зазора между оправкой и трубой 0,02...0,15 мм. Для формирования чаще используются обкатные устройства, работающие по принципу продольной прокатки.

Достоинства:

- больший, чем в других способах, коэффициент вытяжки;
- лучшее качество внутренней поверхности за счет использования подвижной оправки.

Недостатки:

- мала мобильность процесса и оборудования, ограниченность сортамента;
- большой парк инструмента, длинные оправки, большая длина стана (в 3–4 раза больше длины оправки — для зарядки, волочения и извлечения);
- требуется специальное оборудование для извлечения оправки, что снижает производительность.

Приведенные выше режимы деформации обобщены в табл. 6.1.

Таблица 6.1

**Режимы деформации за один проход при различных способах
холодной деформации труб**

Спо- соб	Коэффициенты вытяжки $\mu_{\min} \dots \mu_{\text{пр}}$	Рекомендуемые об- жатия, мм		Рекомен- дуемые D/S готовых труб	Зазор для ввода оправки, Δ_1 , мм
		по стен- ке ΔS	по диаме- тру ΔD		
ХПТ	2...6	1,6...8	15...40	<25	По калибровке 1...10
ХПТР	1,2...2,5	0,3...1,5	1...4	>30	0,5...2,5
БО	1,1...1,7	-	0,05...12	4...50	—
КО	1,4...1,8	0,2...0,8	3...15	10...30	0,3...5
СО	1,2...1,6	0,01...0,6	$>\Delta D_{\min}$	15...25	0,05...1,0
ДО	1,5...2,5	0,02...1,5	0,5...5	>12	0,5...5

6.2. Трубоволоочильный инструмент

Трубоволоочильный инструмент — это волоочильные кольца (волоки) и оправки. Инженер-технолог должен уметь назначать технологические параметры и размеры инструмента для получения труб заданного размера и качества.

6.2.1. Волоки

Волока представляет собой кольцо с коническим калиброванным каналом, выходное отверстие которого соответствует форме и размерам наружного контура получаемой трубы (см. рис. 6.2). В дальнейшем будем рассматривать волочение круглых труб. Для волочения профильных труб (овальных, квадратных и др.) канал волокна имеет более сложную конфигурацию, вопросам волочения профильных труб посвящена специальная литература, например книга [25].

Рабочий канал волокна состоит из следующих участков (см. рис. 6.2): входного конуса 1 для плавного захода исходной заготовки; рабочего конуса 2, на котором происходит обжатие трубы; цилиндрического калибрующего пояса 3; выходного конуса 4.

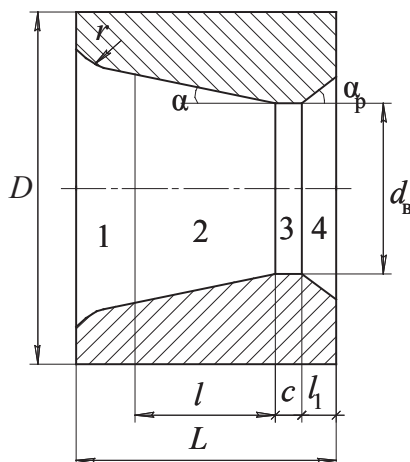


Рис. 6.2. Эскиз волоки

Основные технологические параметры волоки следующие:

- радиус кривизны R , характеризующий профиль рабочего конуса;
- угол конусности рабочего конуса α ;
- диаметр выходного отверстия d_v ;
- материал волоки;
- длина калибрующего пояса c .

Рассмотрим выбор перечисленных технологических параметров.

Обычно используют волоки с прямолинейной образующей рабочего конуса, радиус кривизны которого $R = \infty$, что облегчает его обработку.

Однако иногда применяют волоки с криволинейными образующими. Радиально-выпуклый профиль применяют для повышения точности наружного диаметра труб при безправочном волочении за счет уменьшения усадки диаметра. Радиально-вогнутый профиль позволяет выполнить рабочий конус как одно целое с калибрующим пояском, что обеспечивает меньший износ волоки и увеличивает ее стойкость. Вогнуто-выпуклый (сигмаидальный) профиль наиболее полно соответствует траектории течения металла при волочении, что позволяет снизить усилие волочения и износ волоки.

Угол конусности α выбирается из условия минимального усилия волочения. Экспериментально и теоретически установлено, что минимальное усилие волочения труб достигается при углах $\alpha_{\text{опт}} = 12 \dots 15^\circ$. Типичная зависимость усилия волочения от угла конусности приведена на рис. 6.3.

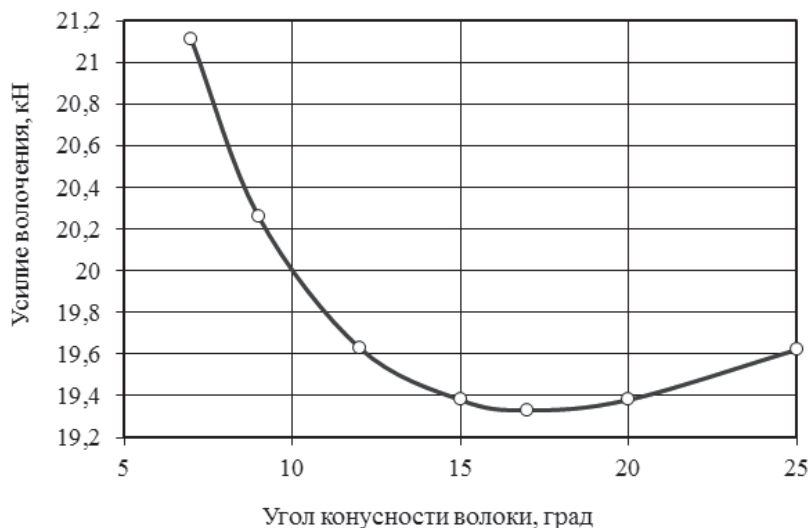


Рис. 6.3. Влияние угла конусности волокна на усилие безправочного волочения $25 \times 2 \rightarrow 20 \times 2,1$ мм (сталь 20)

Чаще применяют углы $\alpha = 12 \dots 13^\circ$. Возрастание усилия волочения при углах $\alpha \ll 12^\circ$ объясняется увеличением длины очага деформации и доли сил трения на контактной поверхности. При углах конусности $\alpha \gg 15^\circ$ возрастание усилия волочения объясняется ростом доли лобовых сопротивлений волокна.

Диаметр выходного отверстия волокна обычно принимается равным диаметру готовой трубы: $d_b = D_T$. При длинно-оправочном волочении труб готового размера учитывают подъем наружного диаметра при обкатке и принимают

$$d_b = D_T - 0,01 \cdot D_T = 0,99 D_T. \quad (6.2)$$

При безправочном волочении труб некоторых типоразмеров учитывают изменение диаметра:

$$d_b = D_T \pm \Delta D_T, \quad (6.3)$$

где при волочении толстостенных труб происходит некоторая усадка диаметра, и принимают $+\Delta D_T$; в случае получения тонкостенных труб учитывают подъем диаметра и принимают $-\Delta D_T$.

Однако чаще всего корректировки по формулам (6.2) и (6.3) не выводят размеры труб за пределы допускаемых отклонений, поэтому учитываются при изготовлении труб повышенной точности.

Материалы, из которых изготавливаются волокна, выбираются в зависимости от материала протягиваемых труб.

Волокна из сталей Р6М5, У8А, 9ХС и др. применяются для волочения труб из мягких материалов, в основном из цветных металлов: меди, алюминия и др.

В большинстве случаев для волочения стальных труб применяются волокна из твердых спеченных сплавов ВК6, ВК8, ВК15 по ГОСТ 2330–76. В маркировке этих сплавов цифра — процентное содержание кобальта, остальное — карбиды титана. Размеры твердосплавных волокон в зависимости от диаметра выходного отверстия d_v приведены в ГОСТ 2330–76. Волокна из твердых сплавов отличаются высокой твердостью и износостойкостью, а также хрупкостью. В связи с этим, во избежание разрушения волокон под действием давлений при волочении, волокна запрессовывают в стальные обоймы. Для изготовления обойм применяют высокоуглеродистые стали (35, 45, 50) и стали типа У8, У9, ШХ6.

Для волочения тонкостенных капиллярных труб диаметром $D_t \leq 3,5$ мм применяют волокна, сделанные из синтетических алмазов, которые отличаются очень высокой твердостью и адгезионной стойкостью по отношению к металлам. Однако в связи с хрупкостью такие волокна также помещают в двухслойную медно-стальную обойму.

Длина калибрующего пояска волокна обычно составляет 2–4 мм и должна обеспечить требуемую точность труб, но, с другой стороны, увеличение его длины приводит к росту усилия волочения. Рекомендуется длину выбирать в зависимости от толщины стенки трубы. Для труб среднего сортамента

$$C = (2...4)S_t = 1...10 \text{ мм.} \quad (6.4)$$

При длинно-оправочном волочении рекомендуется уменьшать калибрующий пояс, чтобы снизить вероятность поломки оправок при схеме толкания за задний торец оправки:

$$C = (1...2)S_t = 1...2,5 \text{ мм.} \quad (6.5)$$

Угол выходного конуса $\alpha_p = 30...45^\circ$ для предотвращения выкрашивания острых кромок.

6.2.2. Оправки

Волоочильные оправки используют для утонения стенки трубы. В соответствии со способами волочения используют короткие закрепленные, самоустанавливающиеся и длинные подвижные оправки (рис. 6.4).

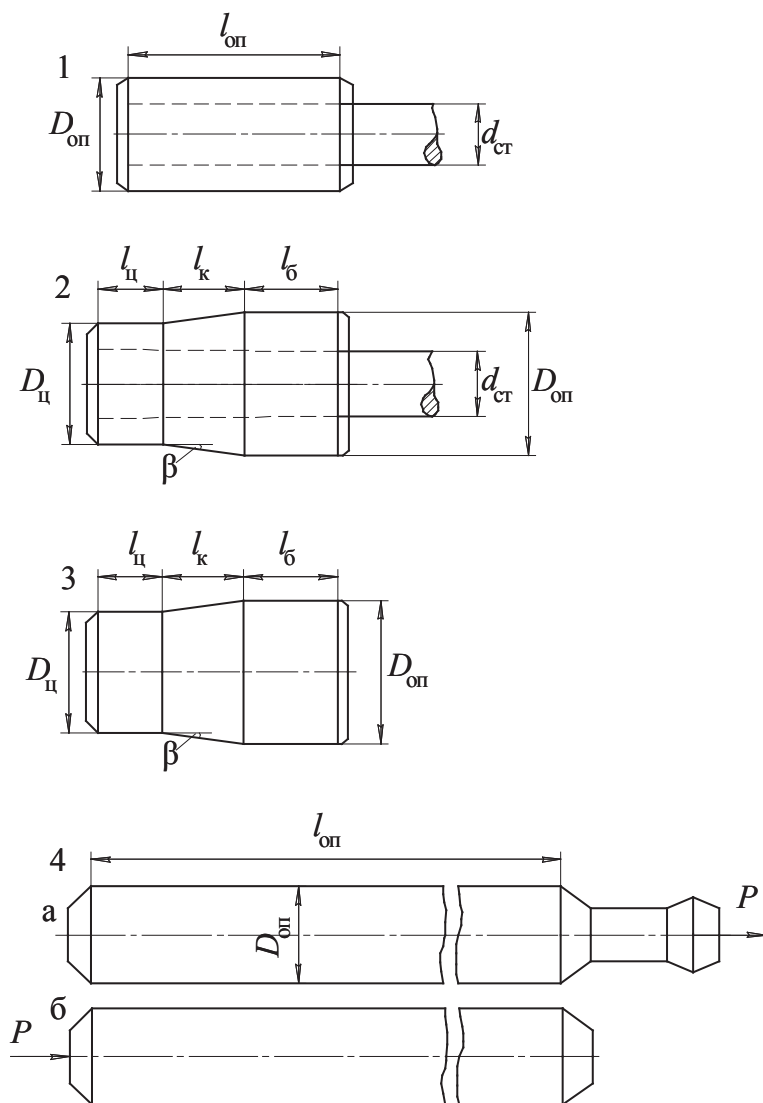


Рис. 6.4. Волоочильные оправки:

1, 2 — короткие закрепленные; 3 — самоустанавливающаяся; 4 — длинные

Короткие оправки (см. рис. 6.4, поз. 1,2). Применяются для короткооправочного волочения и закрепляются на стержне. Конструктивно они могут быть полыми и сплошными. По форме различаются цилиндрические и цилиндроконические оправки, которые характеризуются диаметром и длиной. Длина оправки должна быть больше суммарной длины зоны обжатия и калибрующего пояска волокна (см. рис. 6.2):

$$\ell_{\text{оп}} \geq \ell + c = \frac{D_0 - D_T}{2 \operatorname{tg} \alpha} + c.$$

Диаметр цилиндрической оправки равен внутреннему диаметру готовой трубы:

$$D_{\text{оп}} = D_T - 2S_T. \quad (6.6)$$

Необходимо учитывать возможность введения оправки в исходную заготовку:

$$D_{\text{оп}} = D_0 - 2S_0 - \Delta_1, \quad (6.7)$$

где $\Delta_1 = 0,3...5$ мм — зазор для ввода оправки. Причем если зазор получился $\Delta_1 > 5$ мм, то необходимо либо уменьшить диаметр исходной заготовки, либо перейти на цилиндроконическую оправку, где зазор уменьшается за счет введения конического участка.

Под действием сил трения в стержне, к которому крепится оправка, возникает растягивающее усилие, которое проверяется на устойчивость к пластическим деформациям. Колебания стержня могут вызвать кольцевые отпечатки на поверхности труб.

Для уменьшения осевого усилия используют цилиндроконические оправки (см. рис. 6.4, поз. 2), состоящие из трех участков: нерабочего цилиндрического (бочки) длиной l_b , конического длиной l_k и цилиндрического длиной $l_{\text{ц}}$. Введение конического участка обеспечивает снижение осевого усилия на стержень за счет противоположно направленной горизонтальной проекции нормальной силы. Это уменьшает вероятность образования кольцевых отпечатков. Конический участок имеет конусность с углом $\beta = 4...6^\circ$.

Диаметр бочки определяется с учетом зазора для ввода оправки по формуле (6.7).

Диаметр цилиндрического участка равен внутреннему диаметру готовой трубы и рассчитывается по формуле

$$D_{\text{ц}} = D_T - 2S_T. \quad (6.8)$$

Длина конического участка рассчитывается по формуле:

$$\ell_{\kappa} = \frac{D_{\text{оп}} - D_{\text{ц}}}{2 \operatorname{tg} \beta}. \quad (6.9)$$

Длины $l_{\text{б}}$ и $l_{\text{ц}}$ определяются конструктивно, но длина цилиндрического участка должна быть больше калибрующего пояска волокна:

$$l_{\text{ц}} > c. \quad (6.10)$$

Самоустанавливающиеся оправки (см. рис. 6.4, поз. 3). Отличаются от цилиндроконических закрепленных оправок отсутствием стержня. Могут иметь небольшой хвостовик для повышения устойчивости оправки и удобства изготовления. Некоторые размеры оправки выбираются из условия устойчивости оправки в очаге деформации. Исследования показали, что угол конусности оправки должен быть несколько меньше угла конусности волокна, но больше угла конусности закрепленной оправки:

$$\beta = \alpha - (2...4)^{\circ}. \quad (6.11)$$

Диаметры оправки определяются по формулам (6.7), (6.8), где выбирается меньший зазор для ввода оправки: $\Delta_1 = 0,5...1$ мм для труб среднего сортамента, а для труб $D_T < 5$ мм — до 0,1 мм. Для фиксации оправки в волокне после окончания волочения требуется:

$$D_{\text{оп}} \geq d_{\text{в}} + (0,05...0,5) \text{ мм}. \quad (6.12)$$

При расчете длины цилиндрического участка условие (6.10) уточняется:

$$\ell_{\text{ц}} > c + \frac{S_0 - S_T}{\operatorname{tg} \beta} + (1...4) \text{ мм}. \quad (6.13)$$

Длина бочки выбирается конструктивно. Короткие оправки изготавливают из сталей и твердых сплавов.

Длинные оправки (см. рис. 6.4, поз. 4). Оправка представляет собой длинный цилиндрический стержень, диаметр оправки равен внутреннему диаметру готовой трубы (см. формулу (6.6)). При получении высокоточных труб учитывают подъем внутреннего диаметра при обкатке:

$$D_{\text{оп}} = D_T - 2S_T - 0,01 \cdot D_T.$$

Проверяют также наличие зазора для введения оправки в заготовку по выражению (6.7).

Длина рабочей части оправки должна соответствовать длине готовой трубы:

$$L_{\text{оп}} = L_T + (0,5...1) \text{ м.} \quad (6.14)$$

Увеличение длины оправки связано с возможностью перемещения трубы относительно оправки, а также позволяет протягивать трубы с разной толщиной стенок.

Применяются две схемы длинно-оправочного волочения: путем приложения усилия волочения P к хвостовику оправки (см. рис. 6.4, поз. 4, а) и к заднему торцу оправки (см. рис. 6.4, поз. 4, б). Конструкции оправок для этих схем различаются хвостовой частью, причем во второй схеме на конус заправляются оба торца оправки и волочение может производиться в обоих направлениях.

Длинные оправки изготавливаются из сталей У8А, 60С2, ШХ 15, 65Г.

Для изготовления волочильного инструмента целесообразно использовать металлокерамику на основе окислов циркония или алюминия [2]. Керамический инструмент инертен к металлу трубы, что исключает налипание, образование рисок и позволяет получать волочением трубы из сплавов, склонных к налипанию (коррозионно-стойких сталей, циркониевых, титановых сплавов и др.).

6.3. Очаг деформации при волочении

Теоретический анализ процесса волочения обычно проводят на примере волочения на самоустанавливающейся оправке (см. рис. 6.5), так как этот способ содержит элементы всех других известных способов. Очаг деформации волочения на самоустанавливающейся оправке состоит из следующих участков: l_1 — участок редуцирования (аналог безоправочного волочения и общий для всех способов оправочного волочения), l_2 — участок обжатия на конической части оправки с углом $\beta = \alpha - (2...4^\circ)$ (аналог волочения на закрепленной цилиндроконической оправке); l_3 — участок обжатия на цилиндрической части оправки (аналог волочения на цилиндрической оправке); l_4 — участок калибровки, общий для всех способов волочения.

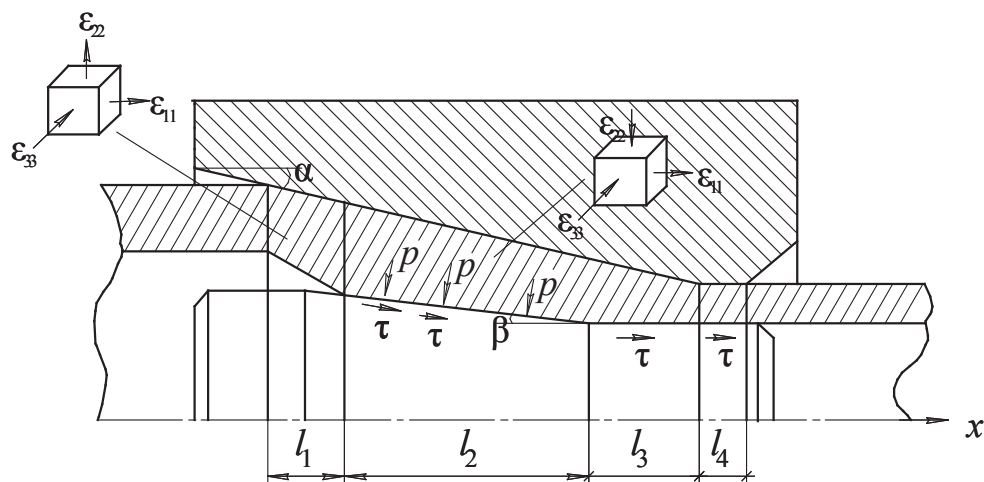


Рис. 6.5. Очаг деформации при волочении на самоустанавливающейся оправке

Схема напряженного состояния во всех способах волочения представляет собой одноосное растяжение под действием усилия волочения и двухосное сжатие в радиальном и окружном направлениях. Схемы деформированного состояния различны при редуцировании (безоправочном волочении) и при обжатии стенки (рис. 6.5). При редуцировании с утолщением стенки (что бывает чаще всего) реализуется схема растяжения вдоль оси волочения и в радиальном направлении (вызывает утолщение стенки), а в окружном направлении — сжатие в связи с уменьшением периметра трубы. В зоне обжатия стенки во всех направлениях, кроме осевого, действуют сжимающие деформации.

Способ волочения на СО интересен тем, что оправка самоустанавливается в очаге деформации под действием втягивающих напряжений трения τ и выталкивающих давлений p (рис. 6.5). Условие статического равновесия оправки в общем виде записывается так:

$$P_x = T_x, \quad (6.15)$$

где P_x — проекция сил нормальных давлений на ось X ; T_x — проекция сил трения.

При нарушении условия (6.15) возможны броски оправки, обрывы трубы, кольцеватость и другие нежелательные явления.

6.4. Расчет усилий волочения

Расчет усилий волочения необходим для оценки энергоемкости процесса, для выбора типоразмера волочильного стана. Исходными данными для расчета являются марка стали или сплава, их технологические свойства (сопротивление деформации (выражение (1.28)), временное сопротивление (выражение (1.29)), исходные и конечные размеры трубы, параметры калибровки инструмента, условия трения на контактных поверхностях.

Усилие волочения затрачивается на преодоление сопротивления волоки и оправки. Минимальное усилие требуется для безоправочного волочения, так как отсутствует сопротивление оправки. Максимальное усилие — при волочении на короткой цилиндрической закрепленной оправке:

$$P_{\text{БО}} < P_{\text{со}} < P_{\text{до}} < P_{\text{ко}}.$$

Усилие волочения зависит от следующих основных факторов:

- сопротивления деформации металла σ_s , связанного с маркой сплава, накопленной степенью деформации, упрочнением;
- коэффициента вытяжки μ , который определяет накопленную степень деформации;
- длины калибрующего пояска волоки c , определяющего силы трения;
- угла конусности волоки α (зависимость неоднозначна, см. рис. 6.3);
- типа смазки, стойкости подсмазочного покрытия, чистоты обработки поверхностей инструмента, от которых зависит коэффициент трения f .

При увеличении σ_s , μ , c , f усилие волочения возрастает.

В меньшей степени усилие волочения зависит от скорости волочения, правильности настройки и состояния механизмов стана и других факторов.

Рассчитывают следующие параметры:

- усилие волочения P ;
- напряжение волочения $\sigma_{\text{вол}} = P/F_T$, где F_T — площадь поперечного сечения готовой трубы;

- относительное напряжение волочения $\sigma_{\text{вол}}/\sigma_s$;
- осевое усилие $Q_{\text{ст}}$, действующее на стержень закрепленной оправки.

Хорошее соответствие экспериментальным данным показали формулы Р. Б. Красильщикова для разных способов волочения:

$$P_{\text{БО}} = 1,2 \bar{\sigma}_s \frac{(\text{tg} \alpha + f)}{(1 - f \cdot \text{tg} \alpha) \text{tg} \alpha} \cdot F_T \cdot \frac{\varepsilon}{100 \%}, \quad (6.16)$$

$$P_{\text{КО}} = 1,05 \bar{\sigma}_s \left[\frac{\text{tg} \alpha + f}{(1 - f \cdot \text{tg} \alpha) \text{tg} \alpha} + \frac{f D_T}{\text{tg} \alpha (D_T - S_T)} \right] \cdot F_T \cdot \frac{\varepsilon}{100 \%}, \quad (6.17)$$

$$P_{\text{ДО}} = 1,75 \bar{\sigma}_s \left[\frac{\text{tg} \alpha + f}{(1 - f \cdot \text{tg} \alpha) \text{tg} \alpha} - \frac{f D_T}{\text{tg} \alpha (D_T - S_T)} \right] \cdot F_T \cdot \frac{\varepsilon}{100 \%}, \quad (6.18)$$

где $\bar{\sigma}_s = \frac{\sigma_{\text{в0}} + \sigma_{\text{вТ}}}{2}$ — среднее временное сопротивление; составляющие

определяются по формуле (1.29) и табл. 1.2; $\alpha = 12-13^\circ$ — угол конусности волокни; $f = 0,06-0,08$ — коэффициент трения; F_T — площадь поперечного сечения готовой трубы; ε — относительное обжатие поперечного сечения трубы, % (см. выражение (1.30)).

Известна формула Е. Зибеля для безоправочного волочения:

$$\left(\frac{\sigma_{\text{вол}}}{\sigma_s} \right)_{\text{БО}} = \ln \mu \left(1 + \frac{2f}{\sin 2\alpha} \right), \quad (6.19)$$

где сопротивление деформации σ_s определяется с учетом упрочнения по формуле (1.28).

При использовании формулы (1.28) для расчета σ_s накопленную за проход волочения степень деформации сдвига можно определить по выражению

$$\Lambda = 2 \text{tg} \alpha + 2 \sqrt{\ln \mu_d^2 + \ln \mu_d \ln \mu_s + \ln \mu_s^2}, \quad (6.20)$$

где первое слагаемое соответствует накопленной деформации на линиях разрыва касательной составляющей скорости (вход и выход из очага деформации); второе слагаемое определяет накопленную деформацию в зоне обжатия.

В случае безоправочного волочения формулу (6.20) можно упростить, учитывая, что при БО $\ln \mu_s \approx 0$:

$$\Lambda = 2 \operatorname{tg} \alpha + 2 \sqrt{\ln \mu_D^2} = 2(\operatorname{tg} \alpha + \ln \mu_D). \quad (6.21)$$

Для расчета растягивающего усилия, действующего в стержне закреплённой оправки, можно использовать формулу Л. Е. Альшевского:

$$Q_{\text{СТ}} = \frac{\sigma_{\text{вол}}}{\Phi - 1} \cdot \left(\frac{D_T - 2S_T}{D_T} \right) \cdot \frac{f}{\operatorname{tg} \alpha} \left[1 - \frac{(D_T - S_T)S_T}{(D_T + S_0 - 2S_T)S_0} \right] \cdot (D_T - S_T)S_T, \quad (6.22)$$

$$\text{где } \Phi = \frac{f + \operatorname{tg} \alpha}{(1 - f \operatorname{tg} \alpha) \operatorname{tg} \alpha} + \left(\frac{D_T - 2S_T}{D_T} \right) \cdot \frac{f}{\operatorname{tg} \alpha}.$$

Пример. Рассчитаем усилия волочения по формулам (6.16)... (6.18).

Исходные данные: безоправочное волочение по маршруту $25 \times 2 \rightarrow 20 \times 2,1$ мм (сталь 20), угол конусности волокна $\alpha = 12^\circ$; коэффициент трения $f = 0,08$.

Площади поперечного сечения исходной заготовки и готовой трубы:

$$F_0 = \pi \cdot S_0 (D_0 - S_0) = \pi \cdot 2 (25 - 2) = 144,5 \text{ мм}^2;$$

$$F_T = \pi \cdot S_T (D_T - S_T) = \pi \cdot 2,1 (20 - 2,1) = 113,1 \text{ мм}^2.$$

Относительное обжатие поперечного сечения:

$$\varepsilon = (F_0 - F_T) \cdot 100 / F_0 = 27,8 \, \%.$$

Временное сопротивление металла трубы по выражению (1.29):

$$\sigma_{BT} = \sigma_{B0} + q\varepsilon_i^b = 500 + 5,7(27,8)^{0,98} = 648 \text{ МПа}.$$

Среднее временное сопротивление за проход волочения:

$$\bar{\sigma}_B = \frac{\sigma_{BT} + \sigma_{B0}}{2} = \frac{500 + 648}{2} = 574 \text{ МПа}.$$

Подставим найденные значения в формулу (6.16):

$$P_{\text{БО}} = 1,2 \cdot 574 \cdot \frac{(\operatorname{tg} 12^\circ + 0,08)}{(1 - 0,08 \cdot \operatorname{tg} 12^\circ) \operatorname{tg} 12^\circ} \cdot 113,1 \cdot \frac{27,8}{100\%} = 30302 \text{ Н} = 30,3 \text{ кН}.$$

Для короткооправочного волочения $25 \times 2 \rightarrow 20 \times 1,7$ мм (сталь 20) угол конусности волокна $\alpha = 12^\circ$; коэффициент трения $f = 0,08$, используем формулу (6.17).

Площадь поперечного сечения готовой трубы:

$$F_T = \pi \cdot S_T (D_T - S_T) = \pi \cdot 1,7 (20 - 1,7) = 97,7 \text{ мм}^2.$$

Относительное обжатие поперечного сечения:

$$\varepsilon = (F_0 - F_T) \cdot 100 / F_0 = 47,9 \%,$$

где F_0 определена в предыдущем примере.

Временное сопротивление металла трубы определяется по формуле (1.29):

$$\sigma_{вТ} = \sigma_{в0} + q\varepsilon_i^b = 500 + 5,7(47,9)^{0,98} = 752,5 \text{ МПа}.$$

Среднее временное сопротивление за проход волочения:

$$\bar{\sigma}_в = \frac{\sigma_{вТ} + \sigma_{в0}}{2} = \frac{500 + 752,5}{2} = 626,3 \text{ МПа}.$$

Подставим найденные значения в формулу (6.17):

$$\begin{aligned} P_{ко} &= 1,05 \cdot 626,3 \cdot \left[\frac{\operatorname{tg} 12^\circ + 0,08}{(1 - 0,08 \cdot \operatorname{tg} 12^\circ) \operatorname{tg} 12^\circ} + \frac{0,08 \cdot 20}{\operatorname{tg} 12^\circ (20 - 1,7)} \right] \cdot 97,7 \cdot \frac{47,9}{100\%} = \\ &= 55722 \text{ Н} = 55,7 \text{ кН}. \end{aligned}$$

Аналогично рассчитывается усилие длинно-оправочного волочения по формуле (6.18):

$$\begin{aligned} P_{до} &= 1,75 \cdot 626,3 \cdot \left[\frac{\operatorname{tg} 12^\circ + 0,08}{(1 - 0,08 \cdot \operatorname{tg} 12^\circ) \operatorname{tg} 12^\circ} - \frac{0,08 \cdot 20}{\operatorname{tg} 12^\circ (20 - 1,7)} \right] \cdot 97,7 \cdot \frac{47,9}{100\%} = \\ &= 50694 \text{ Н} = 50,7 \text{ кН}. \end{aligned}$$

Из расчетов видно, что наибольшее усилие необходимо для волочения на короткой удерживаемой оправке, а наименьшее — без оправки:

$$P_{ко} > P_{до} > P_{бо}.$$

Пример. Рассчитаем для тех же исходных данных осевое усилие, действующее в стержне короткой закрепленной оправки, по формуле (6.22). Напряжение волочения:

$$\sigma_{вол} = \frac{P_{ко}}{F_T} = \frac{55722}{97,7} = 570,3 \text{ МПа}.$$

Параметр Φ :

$$\Phi = \frac{0,08 + \operatorname{tg} 12^\circ}{(1 - 0,08 \cdot \operatorname{tg} 12^\circ) \operatorname{tg} 12^\circ} + \left(\frac{20 - 2 \cdot 1,7}{20} \right) \cdot \frac{0,08}{\operatorname{tg} 12^\circ} = 1,71.$$

Окончательно имеем:

$$\begin{aligned} Q_{\text{ст}} &= \frac{570,3}{1,71 - 1} \cdot \left(\frac{20 - 2 \cdot 1,7}{20} \right) \cdot \frac{0,08}{\operatorname{tg} 12^\circ} \left[1 - \frac{(20 - 1,7) \cdot 1,7}{(20 + 2 - 2 \cdot 1,7) \cdot 2} \right] \cdot (20 - 1,7) \cdot 1,7 = \\ &= 25460 \text{ Н} = 25,4 \text{ кН}. \end{aligned}$$

Более точный расчет усилий волочения можно сделать с помощью экспертной системы проектирования технологии изготовления холоднодеформированных труб, разработанной при участии автора в УГТУ–УПИ (УрФУ) [26].

6.5. Расчет поврежденности

При волочении поврежденность в каждом проходе определяется суммированием на отдельных участках очага деформации и линиях разрыва касательной составляющей скорости (границах). Для расчета необходимо определить параметры напряженно-деформированного состояния на этих участках. Точный расчет возможен только с применением ЭВМ [26]. Ниже приведен упрощенный расчет, пригодный для инженерных оценок возможности разрушения при волочении.

Поврежденность за один проход безоправочного волочения можно рассчитать по формуле [2]:

$$\omega = \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha}{\Lambda_{p1}} + \frac{2 \ln \frac{D_0}{D_T}}{\Lambda_{p2}} \right)^a + \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha}{\Lambda_{p3}} \right)^a. \quad (6.23)$$

При оправочном волочении для расчета поврежденности можно использовать формулу:

$$\omega = \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha}{\Lambda_{p1}} + \frac{2 \ln \frac{D_0}{D_T - 2S_T + S_0}}{\Lambda_{p2}} \right)^a + \left(\frac{\operatorname{tg}(\alpha/2)}{\Lambda_{p3}} + \frac{2 \ln \frac{S_0}{S_T}}{\Lambda_{p4}} + \frac{\operatorname{tg}(\alpha/2)}{\Lambda_{p5}} \right)^a, \quad (6.24)$$

где $\alpha = 12...13^\circ$ — полуугол конусности волоки; $\Lambda_{pi}(\sigma/T_i; \mu_{oi})$ — пластичность металла в i -й зоне очага деформации.

Характеристики зон очага деформации:

$i = 1$ — плоскость входа в очаг деформации ($\sigma/T_1 = -0,58; \mu_{o1} = 0,5$);

$i = 2$ — зона редуцирования ($\sigma/T_2 = \frac{1-3\bar{z}^3}{\sqrt{3+9\bar{z}^6}}$, где $\bar{z} = \frac{D_0 + D_T}{2D_0}; \mu_{o2} = 0,5$);

$i = 3$ — плоскость выхода из очага деформации для БО и граница зон редуцирования и обжатия стенки для оправочного волочения ($\sigma/T_3 = \frac{1-3z^3}{\sqrt{3+9z^6}}$, где $z = \frac{D_T}{D_0}; \mu_{o3} = 0,5$);

$i = 4$ — зона обжатия стенки ($\sigma/T_4 = 2\left(1-3\sqrt{\frac{D_T}{D_0}}\right) \cdot \frac{S_0 + S_T}{2S_0} + 3; \mu_{o4} = 0$);

$i = 5$ — плоскость выхода из очага деформации ($\sigma/T_5 = 2\left(1-3\sqrt{\frac{D_T}{D_0}}\right) \cdot \frac{S_T}{S_0} + 3; \mu_{o5} = 0$).

Пластичность рассчитывается по формуле (1.38) с использованием данных табл. 1.2. Показатель a рассчитывается по формуле (1.39) при среднем значении σ/T .

В формулах (6.23), (6.24) выражения в числителях слагаемых соответствуют накопленной степени деформации сдвига в каждой из зон.

В приведенных формулах не в полной мере учтено влияние калибровки инструмента (оправки), относительной толстостенности, неравномерности распределения по толщине стенки заготовки и др.

Росту поврежденности способствуют следующие факторы:

- снижение пластичности металла, Λ_{pi} ;
- рост накопленной степени деформации сдвига и коэффициентов вытяжки;
- увеличение напряжений контактного трения за счет некачественных смазок и полировки инструмента;
- увеличение толстостенности заготовки;
- наибольшая поврежденность имеет место на внутренней поверхности труб.

6.6. Проверка технологических ограничений

Так же, как и при холодной прокатке, рассматривается несколько групп ограничений.

Для обеспечения устойчивого процесса волочения должны выполняться *геометрические ограничения*.

Проверяется зазор для введения оправки:

$$\Delta_1 = D_0 - 2S_0 - D_{\text{оп}},$$

где $\Delta_1 = 0,3...5$ мм — рекомендуемый зазор для волочения на оправке, кроме самоустанавливающейся; $\Delta_1 = 0,5...1$ мм — зазор для волочения на СО оправке (труб среднего сортамента).

Для корректировки зазора можно изменить размеры заготовки либо использовать цилиндроконическую оправку взамен цилиндрической (в случае КО волочения).

Для обеспечения устойчивости СО оправки проверяют условия (6.11)...(6.13), а также правильность выбора длины конической части оправки [2]:

$$\ell_{\text{к}}^{\min} < \ell_{\text{к}} < \ell_{\text{к}}^{\max}, \quad (6.25)$$

где

$$\ell_{\text{к}}^{\min} = \frac{(D_0 - 2S_0) - (D_{\text{Т}} - 2S_{\text{Т}})}{2 \operatorname{tg} \beta} - \frac{(D_0 - D_{\text{Т}})(1 - \operatorname{ctg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \beta) - 2S_0 + 2S_{\text{Т}} \cdot (1 + \operatorname{tg}^2 \beta)}{2(\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \beta)}$$

ограничивает область посадки внутренней поверхности трубы на бочку оправки; $\ell_{\text{к}}^{\max} = \frac{(D_0 - 2S_0) - (D_{\text{Т}} - 2S_{\text{Т}}) - \Delta_1}{2 \operatorname{tg} \beta}$ обеспечивает введение

оправки в трубу.

При нарушении условий (6.11)...(6.13), (6.25) следует изменить калибровку оправки.

Прочностные ограничения проверяются на основе расчета силовых параметров.

Усилие волочения, рассчитанное по формулам (6.16)...(6.18) либо по иным методикам, не должно превышать максимально допустимое, указанное в паспорте (технической характеристике) стана:

$$n \cdot P \leq 0,75 [P], \quad (6.26)$$

где n — число ниток волочения.

Для предотвращения колебания стержня при КО осевое усилие, рассчитанное по формуле (6.22), проверяется по выражению:

$$\frac{Q_{\text{ст}}}{F_{\text{ст}}} \leq 0,8 \sigma_{0,2(\text{ст})}, \quad (6.27)$$

где $F_{\text{ст}}$ — площадь поперечного сечения стержня (он может быть трубчатым); $\sigma_{0,2(\text{ст})}$ — предел текучести металла стержня, определяется по табл. 1.2.

При нарушении условия (6.27) необходимо либо уменьшить коэффициент вытяжки, либо использовать стержень большего поперечного сечения с большим пределом текучести.

Для уменьшения вероятности обрывности труб проверяется относительное напряжение волочения:

$$\left(\frac{\sigma_{\text{вол}}}{\sigma_s} \right) \leq 0,85. \quad (6.28)$$

При невыполнении условия (6.28) необходимо снизить коэффициент вытяжки.

Ограничения, связанные с обеспечением требуемого качества труб, определены нормативными документами по точности, физико-механическим свойствам, качеству поверхности и др.

Например, можно использовать следующую регрессионную зависимость В. Р. Кучеренко, связывающую поперечную разностенность готовой трубы δ_{s1} с различными технологическими факторами:

$$\delta_{s1} = 1,727 + \delta_{s0} (1,678 - 0,246 \frac{D_0}{D_T} - 16,494 \frac{S_0}{D_0} + 69,167 \left(\frac{S_0}{D_0} \right)^2 - 0,003 \varepsilon), \quad (6.29)$$

где δ_{s0} — поперечная разностенность исходной заготовки, %;
 $\varepsilon = \frac{D_0 - D_T}{D_0} 100\%$ — относительное обжатие трубы по диаметру.

Ожидаемая поперечная разностенность (на одну сторону) по формуле (6.29) не должна быть больше предельных отклонений на толщину стенки:

$$\delta_{sl}/2 \leq [\delta_{smin}]. \quad (6.30)$$

На точность труб влияет длина калибрующего пояска волокна, определяемая в зависимости от толщины стенки по формулам (6.4), (6.5). При длине калибрующего пояска меньше рекомендованной возможно снижение точности, а при больших значениях — возрастание усилия волочения.

При БО волочении проверяется возможность образования ужимов, особенно при волочении тонкостенных труб $D/S > 30$, по выражению:

$$\varepsilon < \varepsilon_{кр} = 280 \left(\frac{S_0}{D_0} \right)^2, \quad (6.31)$$

где $\varepsilon = \frac{D_0 - D_T}{D_0}$ — относительное обжатие по диаметру; $\varepsilon_{кр}$ — критическая его величина, при превышении которой образуются ужимы. При нарушении условия (6.31) необходимо уменьшить обжатие.

При бухтовом волочении возможно образование дефектов труб (овализации и локальных утонений стенки) при намотке на приемный барабан. Поэтому диаметр барабана не должен быть меньше минимально допустимого значения:

$$D_6 > D_6^{\min} = 4,2 \frac{(D_T - S_T)^2}{S_T}. \quad (6.32)$$

Если условие (6.32) не выполняется, нужно либо изменить сортament труб, либо выбрать стан с нужным диаметром барабана.

Все полученные трубы не должны иметь трещин. Возможность их появления, а также микроразрушения проверяется по величине накопленной поврежденности металла труб, которая рассчитывается по формулам (6.23), (6.24):

$$\omega < [\omega],$$

где $[\omega]$ — критическое (пороговое) значение поврежденности, соответствующее требуемому назначению (качеству) труб и определяемое по формулам (1.40), (1.41).

Для уменьшения накопленной поврежденности можно уменьшить коэффициент вытяжки, снизить коэффициент трения на контактных поверхностях, разбить данный проход на несколько, ввести промежуточную термообработку.

Проход волочения считается возможным, если выполнены все ограничения.

Заключение

В данном учебном пособии рассмотрены основы теории традиционных технологических процессов трубного производства — прокатки и волочения, которые широко используются на трубных заводах. Каждый процесс имеет свои достоинства и недостатки, что ограничивает область его применения. Так, прокатка предназначена для получения длинномерных изделий во вращающихся валках, а волочение — с помощью неподвижных волоки и оправки. Поэтому одно из направлений совершенствования процессов трубного производства — применение совмещенных, синтезированных процессов, объединяющих достоинства известных способов и расширяющих область их использования.

Совершенствование известных процессов связано с заполнением «технологических ниш» как по сортаменту получаемой продукции, так и по особенностям известных процессов, связанных с движением деформирующего инструмента, режимами нагрева и охлаждения, конструкциями применяемых машин для деформирования, принципами их функционирования.

Выявление «технологических ниш» в плане разработки новых и комбинированных способов волочения и холодной прокатки возможно, например, с помощью составления матриц соответствия по технологическим признакам. Например, для процесса волочения труб, где основным технологическим инструментом являются волока и оправка, можно составить нижеприведенную матрицу способов волочения B_{ij} по признаку видов движения технологического инструмента. Компонента матрицы B_{11} соответствует традиционному способу волочения через стационарную волоку на неподвижной короткой оправке; волочению на длинной подвижной оправке соответствует способ B_{31} . Известны также способы волочения через вращаемые волоки B_{12} и B_{32} и волочения при возвратно-поступательном движении

оправки B_{41} . Способы волочения при движении волоки навстречу трубе B_{13} , B_{14} , а также на вращающейся оправке B_{21} , автору неизвестны и, по-видимому, являются «технологическими нишами». Аналогичную матрицу можно составить и для процессов прокатки труб, где технологическими факторами могут быть виды движения рабочей клетки и оправки, количество валков в клетки и др.

		Движение волоки			
		1 (неподвижная)	2 (вращательное)	3 (поступательное)	4 (возвратно-поступательное)
Движение оправки	1 (неподвижная)	1–1	1–2	1–3	1–4
	2 (вращательное)	2–1	2–2	2–3	2–4
	3 (поступательное)	3–1	3–2	3–3	3–4
	4 (возвратно-поступательное)	4–1	4–2	4–3	4–4

Таким образом, некоторые простые системные подходы позволяют вскрыть определенные резервы совершенствования известных процессов, что является актуальной задачей для научных работников и молодых специалистов.

Библиографический список

1. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. М. : Металлургия, 1984. 144 с.
2. Богатов А. А. Расчет маршрутов изготовления холоднодеформированных труб : учебное пособие / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, А. В. Тропотов. Свердловск: УПИ, 1989. 116 с.
3. Физическое металловедение : учебник для вузов / С. В. Грачев, В. Р. Бараз, А. А. Богатов, В. П. Швейкин. Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2001. 534 с.
4. Краткий справочник металлиста / под ред. А. Н. Маслова. М. : Машиностроение, 1971. 767 с.
5. Колмогоров В. Л. Напряжения. Деформации. Разрушение / В. Л. Колмогоров. М. : Металлургия, 1970. 229 с.
6. Чекмарев А. П. Теория трубного производства / А. П. Чекмарев, В. М. Друян. М. : Металлургия, 1976. 304 с.
7. Потапов И. Н. Теория трубного производства / И. Н. Потапов, А. П. Коликов, В. М. Друян. М. : Металлургия, 1991. 424 с.
8. Шевакин Ю. Ф. Производство труб / Ю. Ф. Шевакин, А. З. Глейберг. М. : Металлургия, 1968. 440 с.
9. Данченко В. Н. Продольная прокатка труб / В. Н. Данченко, А. В. Чус. М. : Металлургия, 1984. 136 с.
10. Чекмарев А. П. Основы прокатки труб в круглых калибрах / А. П. Чекмарев, Я. Л. Ваткин. М. : Metallurgizdat, 1962. 224 с.
11. Грудев А. П. Теория прокатки / А. П. Грудев. М. : Металлургия, 1988. 240 с.
12. Мижирицкий О. И. Технологические расчеты в процессах продольной прокатки труб : учебное пособие / О. И. Мижирицкий, В. В. Харитонов. Екатеринбург : УПИ, 1991. 90 с.
13. Данилов Ф. А. Горячая прокатка и прессование труб / Ф. А. Данилов, А. З. Глейберг, В. Г. Балакин. М. : Металлургия, 1972. 576 с.

14. Шевакин Ю. Ф. Калибровка и усилия при холодной прокатке труб / Ю. Ф. Шевакин. М. : Metallurgizdat, 1963. 269 с.
15. Фролов В. Ф. Холодная пильгерная прокатка труб / В. Ф. Фролов, В. Н. Данченко, Я. В. Фролов. Днепропетровск : Пороги, 2005. 255 с.
16. Холодная прокатка труб / З. А. Кофф, П. М. Соловейчик, В. А. Алешин, М. И. Гриншпун. Свердловск : Metallurgizdat, 1962. 431 с.
17. Автоматизированный метод расчета калибровок рабочего инструмента станов ХПТ / В. Г. Миронов [и др.] // Сталь. 1988. № 6. С. 60–62.
18. Орлов Г. А. Проектирование на ПЭВМ маршрутов холодной периодической прокатки труб : методические указания / Г. А. Орлов, А. А. Богатов, А. Р. Измайлов. Екатеринбург : УГТУ, 1998. 20 с.
19. Свидетельство № 20011610720 (Россия) об офиц. рег. программы для ЭВМ “Экспертная автоматизированная система проектирования технологии холодной периодической прокатки труб” от 14.06.2001 / Г. А. Орлов, А. Р. Измайлов. М. : Вестник РОСПАТЕНТа, 2001.
20. Пат. РФ № 2417849. Оправка для холодной прокатки труб / Г. А. Орлов, Е. В. Орлова, Д. Ю. Чернышев. Заявка № 2009107623; Заявл. 03.03.2009; Опубл. 10.05.2011. Бюл. № 13.
21. Вердеревский В. А. Роликовые станы холодной прокатки труб / В. А. Вердеревский. М. : Metallurgiya, 1992. 239 с.
22. Орлов Г. А. Элементы теории холодной прокатки труб : учебное пособие / Г. А. Орлов. Екатеринбург : ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2004. 66 с.
23. Немзер Г. Г. Технология кузнечно-штамповочного производства / Г. Г. Немзер. Л. : Машиностроение, 1988. 320 с.
24. Мигачев Б. А. Пластичность инструментальных сталей (справочник) / Б. А. Мигачев, А. И. Потапов. М. : Metallurgiya, 1980. 88 с.
25. Данченко В. Н. Производство профильных труб / В. Н. Данченко, В. В. Сергеев, Э. В. Никулин. М. : Интермет Инжиниринг, 2003. 224 с.
26. Анализ на ЭВМ маршрутов волочения, холодной прокатки и прессования труб : методические указания / Н. А. Смирнов [и др.]. Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2006. 53 с.



ОРЛОВ ГРИГОРИЙ АЛЕКСАНДРОВИЧ

Доктор технических наук, профессор
кафедры «Обработка металлов давлением»
Уральского федерального университета.
Автор более 140 научных, учебно-
методических работ, а также изобретений.
Область научных интересов —
математическое моделирование
процессов обработки металлов
давлением и прогнозирование качества
металлоизделий.